



Rui Gonalo Ventura Duarte

Licenciado em Engenharia Civil

Controlo de Encurvadura de Elementos de Contraventamento com Ligas com Mem3ria de Forma

Disserta3o para obten3o do Grau de Mestre em
Engenharia Civil

Orientador: Professor Doutor Filipe Amarante Santos

J3ri:

Presidente: Professor Doutor Daniel Aelenei

Arguente: Professor Doutor Jo3o Rocha de Almeida

Vogal: Professor Doutor Filipe Amarante Santos



FACULDADE DE
CI3NCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

Julho 2015

Controlo de Encurvadura com Ligas de Memória de Forma

Copyright © Rui Gonçalo Ventura Duarte, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa.

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade Nova de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objetivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

Agradecimentos

As minhas primeiras palavras de agradecimento vão para o meu orientador de dissertação, Professor Doutor Filipe Amarante dos Santos: pelo acompanhamento, orientação, novas abordagens e excelentes contribuições culminando na concretização do presente trabalho.

Aos meus pais, pois sem o vosso apoio jamais conseguiria este feito;

À Daniela, pelos quase dez anos de vida partilhada. Um humilde e sincero obrigado. Que o fim desta etapa dê início a um novo ciclo;

Aos meus avós, por estarem presentes no meu dia-a-dia e serem um porto de abrigo certo

À minha tia Paula e à minha prima Joana, se existe algo que me mantém firme é a força inabalável que sempre senti neste últimos anos, até nos mais difíceis. Joana, a tua voz ecoa para sempre na minha vida, obrigado.

Ao meu tio Carlos, primo Hélder e Ricardo Carvalho por não deixarem passar nada na minha vida sem humor e companheirismo.

Por fim, gostaria de prestar o meu agradecimento para com todos os meus colegas de curso com que tive a felicidade de partilhar momentos irrepetíveis, bem como à Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, uma verdadeira “casa” longe de casa nos últimos cinco anos da minha vida.

Resumo

Com este estudo pretende-se que seja possível um avanço promissor no controlo da encurvadura (passivo e ativo), bem como o desenvolvimento inicial de um sistema de contraventamento com base no conceito de tensegridade, com encurvadura controlada, em estruturas ao nível macroscópico, com recurso às propriedades singulares das Ligas com memória de forma (LMF).

A problemática inicial parte da análise da instabilidade de uma peça esbelta simples solicitada à compressão – coluna de Euler. A necessidade de controlar (ativa e passivamente) a encurvadura desta coluna leva ao desenvolvimento de sistemas de controlo com recurso às LMF. A aplicação das ligas é potenciada por desviadores, com duas configurações, dispostos a meia altura da coluna, perpendiculares ao eixo de menor inercia da coluna. Os modelos são ensaiados experimentalmente, tendo também sido desenvolvidos modelos numéricos, possibilitando uma completa análise do comportamento do sistema de controlo e da sua influência na resposta da coluna.

No estudo foram utilizadas as ligas com o melhor perfil de adaptabilidade à engenharia Civil, *NiTi* – liga de memória de forma composta por Níquel e Titânio - que integraram um sistema de controlo de encurvadura.

Fazem também parte desta dissertação desenvolvimentos paralelos ao estudo principal atrás referido. O âmbito destes estudos paralelos é centralizado na modelação das LMF enquanto elementos de controlo estrutural utilizando *software* de cálculo estrutural de elementos finitos.

Destes desenvolvimentos resulta, para além do elemento de contraventamento dotado de LMF com base na tensegridade, a definição de um modelo constitutivo de LMF num *software* comercial de elementos finitos (*SAP2000*), com ampla divulgação no cálculo de estruturas de Engenharia Civil.

Palavras-Chave

- Controlo estrutural;
- Encurvadura;
- Ligas de memória de forma;
- Tensegridade.

Abstract

With this study one aims to develop buckling control systems (passive and active). Furthermore, one buckling restrained bracing system is proposed based on the concept of tensegrity and Shape Memory Alloys (SMA).

The work begins with the study of buckling of Euler column. The need to control (actively or passively) the column buckling leads to the development of control systems using shape memory alloys. The application of the alloy is enhanced by the use of deviators placed at half height of the column, perpendicular to the axis of smallest inertia of the column. Experimental tests and numerical models were developed, making possible the complete analysis of the control system and its influence on the column response to the solicitation. *NiTi* (Nickel and Titanium) shape memory alloys are used in this study, both for passive and active control systems.

This study also addresses the development of a tunable constitutive model for SMA, modeled in a commercial finite element *software* (*SAP2000*), which enables the application (and further analysis) of this type of alloys in larger and complex civil engineering structures.

Key-Words

- Structural control;
- Buckling;
- Shape Memory Alloys;
- Tensegrity.

Índice Geral

ÍNDICE DE FIGURAS.....	XII
ÍNDICE DE TABELAS.....	XVI
LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS	XVIII
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. CONSIDERAÇÕES GERAIS.....	1
1.2. ENQUADRAMENTO DA DISSERTAÇÃO.....	5
1.3. ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO	7
2. FUNDAMENTO TEÓRICO E ESTADO DA ARTE.....	9
2.1. ENCURVADURA	9
2.1.1. Breve introdução à encurvadura	9
2.1.2. Encurvadura de peças esbeltas	11
Equações Governativas da Encurvadura da Coluna de Euler	14
Breve noção do efeito das Imperfeições	18
2.2. SISTEMAS DE CONTROLO ESTRUTURAL	19
2.2.1. Controlo da instabilidade dos sistemas de contraventamento	21
2.2.2. Características e vantagens dos BRB.....	23
2.2.3. Estado-da-arte – Contraventamento estrutural combinado com LMF.....	25
2.3. LIGAS COM MEMÓRIA DE FORMA	31
2.3.1. Introdução.....	31
2.3.2. Breve resumo histórico	32
2.3.3. Transformação Martensítica.....	33
2.3.4. Efeito de memória de forma	36
2.3.5. Efeito superelástico	38
2.3.6. Amortecimento	40
2.3.7. Liga NiTi.....	42
Características mecânicas	43
Estrutura cristalina.....	45
Temperaturas de transformação	47
3. SISTEMA DE CONTROLO PASSIVO DE ENCURVADURA.....	49
3.1. INTRODUÇÃO.....	49
3.2. DESCRIÇÃO DOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS	50
3.3. CARACTERIZAÇÃO ANALÍTICA – MODELO NUMÉRICO	52
3.3.1. Geometria	52

3.3.2.	<i>Modelo Constitutivo das Ligas de memória de forma austeníticas.....</i>	54
3.3.3.	<i>Leis governativas da encurvadura do modelo controlado</i>	59
3.3.4.	<i>Influência das Imperfeições.....</i>	63
3.3.5.	<i>Resolução do modelo numérico</i>	64
3.4.	ANÁLISE DOS RESULTADOS	66
3.4.1.	<i>Análise da coluna de Euler simples – Software de Elementos finitos.....</i>	66
3.4.2.	<i>Ensaio experimentais – Coluna Simples, d36 e d52.....</i>	69
3.4.3.	<i>Modelos Numéricos – Coluna Simples, d36 e d52</i>	72
4.	SISTEMA DE CONTROLO ATIVO DE ENCURVADURA.....	79
4.1.	CONTROLADOR PID	80
4.1.1.	<i>Controlo Proporcional.....</i>	82
4.1.2.	<i>Controlo integral</i>	82
4.1.3.	<i>Controlo derivativo.....</i>	83
4.2.	CARACTERIZAÇÃO DO MODELO EXPERIMENTAL	83
4.3.	ANÁLISE DOS RESULTADOS	86
5.	CONCLUSÕES.....	89
6.	DESENVOLVIMENTOS PARALELOS.....	91
6.1.	ELEMENTO C4T2: CONTRAVENTAMENTO COM CONTROLO DE ESTABILIDADE BASEADO NO CONCEITO DE TENSEGRIDADE	93
6.1.1.	<i>Introdução.....</i>	93
6.1.2.	<i>Fundamento Teórico: Tensegridade</i>	94
	Introdução.....	94
	Vantagens das estruturas em tensegridade	95
	Modelo utilizado na dissertação: C4T2	95
6.1.3.	<i>Modelação em software de elementos finitos: Seismostruct.....</i>	99
	Materiais.....	100
	Secções	104
	Classes dos Elementos	104
6.1.4.	<i>Elemento de contraventamento com controlo de estabilidade com base no conceito de tensegridade.....</i>	106
6.1.5.	<i>Estrutura Benchmark</i>	107
	Análise de modos de vibração	110
	Solicitação Sísmica	112
	Sismo de Northridge.....	113
6.1.6.	<i>Análise do elemento C4T2.....</i>	115
	Elemento C4T2	116
	Desenvolvimentos e conclusões dos resultados da solicitação – C4T2	119

6.2.	MODELO CONSTITUTIVO DAS LMF EM <i>SOFTWARE</i> DE ELEMENTOS FINITOS: <i>SAP2000</i>	125
6.2.1.	<i>Definição dos Elementos Link utilizados</i>	126
6.2.2.	<i>Desenvolvimento do modelo constitutivo da LMF</i>	128
4.	BIBLIOGRAFIA	133

Índice de Figuras

FIGURA 1.1 - RESPOSTA ASSIMÉTRICA DOS SISTEMAS DE CONTRAVENTAMENTO CONVENCIONAIS, ADAPTADO DE [2].	2
FIGURA 1.2 - CONTRAVENTAMENTO CONVENCIONAL - INSTABILIDADE À COMPRESSÃO, FENÓMENO DE ENCURVADURA, ADAPTADO DE [2].	2
FIGURA 1.3 – RESPOSTA SIMÉTRICA DE UM BRB, ADAPTADO DE [2].	3
FIGURA 1.4 – ELEMENTO BRB, ADAPTADO DE [2].	3
FIGURA 1.5 - COMPORTAMENTO MECÂNICO GENERALIZADO DAS LMF, ADAPTADO DE [3].	4
FIGURA 1.6 - DIAGRAMA COMPARATIVO DE TRAJETÓRIAS TENSÃO-DEFORMAÇÃO - AÇO E LMF SUPERELÁSTICA.	5
FIGURA 2.1 - ENCURVADURA DE UMA COLUNA SUJEITA À COMPRESSÃO.	9
FIGURA 2.2 - VIADUTO DE CRUMLIN, EM 1965.	10
FIGURA 2.3 - ENCURVADURA BIFURCACIONAL: 1. BIFURCAÇÃO SIMÉTRICA COM TRAJETÓRIA PÓS-ENCURVADURA ESTÁVEL; 2. BIFURCAÇÃO SIMÉTRICA COM TRAJETÓRIA PÓS-ENCURVADURA INSTÁVEL; 3. BIFURCAÇÃO ASSIMÉTRICA (ADAPTADO DE [6]).	12
FIGURA 2.4 - ENCURVADURA POR CARGA LIMITE - SNAP-THROUGH. (ADAPTADO DE [6][5]).	13
FIGURA 2.5 - COLUNA DE EULER.	14
FIGURA 2.6 - FEEDFORWARD CONTROL, RETIRADO DE [8].	19
FIGURA 2.7 - FEEDBACK CONTROL, RETIRADO DE [8].	20
FIGURA 2.8 - RESPOSTA E COMPORTAMENTO DE UM ELEMENTO DE CONTRAVENTAMENTO CONVENCIONAL	21
FIGURA 2.9 - RESPOSTA E COMPORTAMENTO DE UM ELEMENTO BRB.	21
FIGURA 2.10 - CBF - CONTRAVENTAMENTO CONVENCIONAL: CENTRO COMERCIAL CONTINENTE, ALFRAGIDE.	22
FIGURA 2.11 - DIAGRAMA ESQUEMÁTICO DE UM BRB.	23
FIGURA 2.12 - CONFIGURAÇÕES USUAIS DOS BRB	24
FIGURA 2.13 - MODELO CONSTITUTIVO PROPOSTO POR DOLCE ET AL. PARA UM SISTEMA DE REPOSICIONAMENTO COM DISSIPACÃO DE ENERGIA [10].	25
FIGURA 2.14 - GEOMETRIA DO SISTEMA DE REPOSICIONAMENTO PROPOSTO POR DOLCE ET AL. [10].	26
FIGURA 2.15 - RESULTADOS DOS ENSAIOS - SISTEMA PROPOSTO POR DOLCE ET AL. [10]	27
FIGURA 2.16 - ESTRUTURA DOS SISTEMAS BRB PROPOSTOS POR HU ET AL. [11].	28
FIGURA 2.17 - CONFIGURAÇÕES DOS SISTEMAS DE CONTRAVENTAMENTO UTILIZADO NO ESTUDO DE HU ET AL. [11].	29
FIGURA 2.18 - RESULTADOS DOS ENSAIOS PUSHOVER - HU ET AL. [11].	30
FIGURA 2.19 - ESTRUTURA MICROSCÓPICA DAS LMF, POR FASE.	33
FIGURA 2.20 - PERCENTAGEM DE FASE DE UMA LMF SOLICITADA COM VARIAÇÃO TÉRMICA.	35
FIGURA 2.21 - DIAGRAMA TENSÃO-EXTENSÃO - EFEITO DE MEMÓRIA DE FORMA, RETIRADO DE [20].	36
FIGURA 2.22 - DEFORMAÇÃO MICROSCÓPICA DO EFEITO DE MEMÓRIA DE FORMA - LMF MARTENSÍTICA, ADAPTADO DE [3].	37
FIGURA 2.23- DEFORMAÇÃO MICROSCÓPICA DO EFEITO SUPERELÁSTICO - LMF AUSTENÍTICAS, ADAPTADO DE [3].	38
FIGURA 2.24 - DIAGRAMA TENSÃO-EXTENSÃO - EFEITO SUPERELÁSTICO [20].	39

FIGURA 2.25 - DIAGRAMA GENÉRICO TENSÃO-DEFORMAÇÃO: DEFINIÇÃO DA ENERGIA DISSIPADA E_D , E DA ENERGIA DE DEFORMAÇÃO MÁXIMA, E_{S0} [3].	40
FIGURA 2.26- ZWICK/ROELL Z050 [4].	44
FIGURA 2.27 - SHIMADZU AUTOGRAPH.	44
FIGURA 2.28 -RESULTADOS DE ENSAIO CARGA/DESCARGA DAS LMF PROVIDENCIADAS PELA EUROFLEX E MEMORY METALLE, RETIRADO DE [5].	45
FIGURA 2.29 - ESTRUTURA CRISTALINA (C) É FORMADA PELA ADIÇÃO DE UMA BASE CRISTALINA (B) A CADA UM DOS PONTOS DA REDE (A), RETIRADO DE [25].	46
FIGURA 2.30 - PARÂMETROS A, B E C COM OS RESPECTIVOS ÂNGULOS A, γ E B, ADAPTADO DE [25].	46
FIGURA 2.31- AUSTENITE, ESTRUTURA B2.	47
FIGURA 2.32 - MARTENSITE, ESTRUTURA B19.	47
FIGURA 2.33 - RESULTADOS CDV: A) FLUXO DE CALOR VS. TEMPERATURA (T [°C]); B) DEFORMAÇÃO VS. TEMPERATURA (T [°C]) [3]	48
FIGURA 3.1 – MODELO PROPOSTO DOTADO DE CONTROLO DE ENCURVADURA	50
FIGURA 3.2 - CONFIGURAÇÕES UTILIZADAS NOS ENSAIOS.	51
FIGURA 3.3 - DIAGRAMA DE CORPO LIVRE DO SISTEMA DE CONTROLO COM CABOS DE LMF - D36 E D52.	53
FIGURA 3.4 - MODELO MECÂNICO DAS LMF, ESQUEMA DE VOIGHT. RETIRADO DE [3]	55
FIGURA 3.5 - COMPORTAMENTO SUPERELÁSTICO ISOTÉRMICO (T_0): DIAGRAMA DE FASE E CORRESPONDENTE HISTERESE. ADAPTADO DE [3].	56
FIGURA 3.6 - DIAGRAMA DE FASE TEMPERATURA-TENSÃO: TRANSFORMAÇÃO DIRETA (A-M) E TRANSFORMAÇÃO INVERSA (M-A), RETIRADO DE [3]	57
FIGURA 3.7 - MÉTODO DE CÁLCULO DE W , ADAPTADO DE [3].	58
FIGURA 3.8 - SIMPLIFICAÇÃO DO MODELO CONTROLADO: COLUNA COM MOLA A MEIA ALTURA DE RIGIDEZ C.	60
FIGURA 3.9 - SEGMENTOS A CONSIDERAR NA ANÁLISE DA ENCURVADURA DOS SISTEMAS DE CONTROLO, ADAPTADO DE [6].	60
FIGURA 3.10 – TRÊS PRIMEIROS MODOS DE ENCURVADURA – COLUNA DE EULER SIMPLES, ADAPTADO DE [6]	63
FIGURA 3.11- MODELO NUMÉRICO - COLUNA SIMPLES.	65
FIGURA 3.12 - TRAJETÓRIA FORÇA [N] DESLOCAMENTO HORIZONTAL [MM] - COLUNA SIMPLES - SEISMOSTRUCT	68
FIGURA 3.13 - CONFIGURAÇÃO DEFORMADA - COLUNA SIMPLES	69
FIGURA 3.14 - TRAJETÓRIA - DESLOCAMENTO HORIZONTAL [MM] VS. CARGA [N]	70
FIGURA 3.15 - TRAJETÓRIA - DESLOCAMENTO VERTICAL [MM] VS. CARGA [N]	70
FIGURA 3.16 - TRAJETÓRIA - DESLOCAMENTO HORIZONTAL [MM] VS. DESLOCAMENTO VERTICAL [MM]	71
FIGURA 3.17 - COLUNA SIMPLES: TRAJETÓRIA FORÇA [N] VERSUS DESLOCAMENTO HORIZONTAL [MM] – COMPARAÇÃO DE RESULTADOS.	72
FIGURA 3.18 - CONFIGURAÇÃO DEFORMADA E COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO VISCOSO EQUIVALENTE (D36 E D52)	75
FIGURA 3.19 - DIAGRAMA FORÇA VS. DESLOCAMENTO HORIZONTAL – SISTEMA D36.	75
FIGURA 3.20 – DIAGRAMA FORÇA VS. DESLOCAMENTO HORIZONTAL – SISTEMA D52.	75
FIGURA 3.21 – DIAGRAMA TENSÃO VS. DESLOCAMENTO HORIZONTAL – SISTEMA D36	76
FIGURA 3.22 – DIAGRAMA TENSÃO VS. DESLOCAMENTO HORIZONTAL – SISTEMA D52	76

FIGURA 3.23 – DIAGRAMA RIGIDEZ VS. DESLOCAMENTO HORIZONTAL – SISTEMA D36.....	76
FIGURA 3.24– DIAGRAMA RIGIDEZ VS. DESLOCAMENTO HORIZONTAL – SISTEMA D52	76
FIGURA 3.25 – DIAGRAMA DE PERCENTAGEM DE TRANSFORMAÇÃO MARTENSÍTICA VS. DEFORMAÇÃO – SISTEMA D36	77
FIGURA 3.26 – DIAGRAMA DE PERCENTAGEM DE TRANSFORMAÇÃO MARTENSÍTICA VS. DEFORMAÇÃO – SISTEMA D52	77
FIGURA 4.1 - CONTROLADOR PID	81
FIGURA 4.2 - DIAGRAMA ESQUEMÁTICO - CONTROLO ATIVO.....	85
FIGURA 4.3- DESLOCAMENTO HORIZONTAL (MM) VS. FORÇA (N) - CONTROLO ATIVO ON E OFF	86
FIGURA 4.4 - CONFIGURAÇÃO DEFORMADA - OFF	87
FIGURA 4.5 - CONFIGURAÇÃO DEFORMADA - ON	87
FIGURA 6.1 - ESTRUTURA EM TENSEGRIDADE, DO ARTISTA KENNETH SNELSON, "EASY LANDING".....	94
FIGURA 6.2 - MAIOR PONTE EM TENSEGRIDADE (HÍBRIDA) - "KURILPA BRIDGE" EM BRISBANE, QUEENSLAND, AUSTRÁLIA. .	94
FIGURA 6.3 - CONFIGURAÇÃO C4T2 E RESPECTIVAS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS [29].	96
FIGURA 6.4 - BARRA DE SECÇÃO CIRCULAR E RESPECTIVAS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS [32].	97
FIGURA 6.5 - FUNCIONAMENTO DE UM ELEMENTO "GP_HK" - SEISMOSTRUCT	106
FIGURA 6.6 - ELEMENTO C4T2	107
FIGURA 6.7 - ESTRUTURA BENCHMARK DE TRÊS PISOS - GEOMETRIA E SECÇÕES [30]	108
FIGURA 6.8 - ESTRUTURA BENCHMARK DE TRÊS PISOS.....	110
FIGURA 6.9 - CONFIGURAÇÃO DO PRIMEIRO MODO DE VIBRAÇÃO	111
FIGURA 6.10 -CONFIGURAÇÃO DO SEGUNDO MODO DE VIBRAÇÃO	111
FIGURA 6.11 - CONFIGURAÇÃO DO TERCEIRO MODO DE VIBRAÇÃO	111
FIGURA 6.12 - ACELEROGRAMA DO SISMO DE NORTHRIDGE.....	113
FIGURA 6.13 - INTERSTORY DRIFT [M] – NORTHRIDGE	114
FIGURA 6.14 - CONFIGURAÇÃO INDEFORMADA - ESTRUTURA BENCHMARK	115
FIGURA 6.15- CONFIGURAÇÃO DEFORMADA NO INSTANTE DO DESLOCAMENTO MÁXIMO ENTRE PISOS - SISMO DE NORTHRIDGE	116
FIGURA 6.16 - CONFIGURAÇÃO QUADRADA - C4T2	117
FIGURA 6.17 – CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS L1 E L2 - C4T2.....	117
FIGURA 6.18 - CIR DOS CABOS DE LMF - C4T2	118
FIGURA 6.19 - CONFIGURAÇÃO GEOMÉTRICA C4T2	119
FIGURA 6.20 - TRAJETÓRIA FORÇA [N] VS. DESLOCAMENTO [M] - C4T2 (0.05/0.05)	120
FIGURA 6.21 - TRAJETÓRIA FORÇA [N] VS. DESLOCAMENTO [M] - C4T3 (0.05/0.10)	121
FIGURA 6.22-TRAJECTÓRIAS FORÇA [N] VS. DESLOCAMENTO [M] - CABOS LMF MODELO C4T2 (0.05/0.10).....	122
FIGURA 6.23- DESCRIMINAÇÃO DOS ELEMENTOS LINK UTILIZADOS POR D.MAURO ET AL. RETIRADO DE [31].	125
FIGURA 6.24 - DESCRIÇÃO ALTERNATIVA DO MODELO CONSTITUTIVO DAS LMF AUSTENÍTICAS, ADAPTADO DE [34].	126
FIGURA 6.25 - ELEMENTO DO TIPO HOOK, ADAPTADO DE [34].	127
FIGURA 6.26 - ELEMENTO DO TIPO GAP, ADAPTADO DE [34].	127
FIGURA 6.27 - MODELO LMF - SAP2000	128
FIGURA 6.28 -COMPORTAMENTO CONSTITUTIVO DE UM LMF EM SAP2000: FORÇA [KN] VS. DESLOCAMENTO [M].....	131

Índice de Tabelas

TABELA 2.1 - SOLUÇÕES CLÁSSICAS DA COLUNA DE EULER, ADAPTADO DE [6].	17
TABELA 2.2 - CARACTERÍSTICAS MECÂNICAS DA LMF NiTi, ADAPTADO DE [3].	43
TABELA 3.1 – PARÂMETROS DA LMF A UTILIZADOS NO MODELO NUMÉRICO.	65
TABELA 3.2 - RESULTADOS SAP2000 - ENCURVADURA DA COLUNA DE EULER SIMPLES.	67
TABELA 6.1 - TABELA COMPARATIVA DE PARÂMETROS GEOMÉTRICOS: BARRA SIMPLES VS. C4T2, ADAPTADO DE [32].	99
TABELA 6.2 - PARÂMETROS DO COMPORTAMENTO MECÂNICO - S345	101
TABELA 6.3 - PARÂMETROS DO COMPORTAMENTO MECÂNICO - S248	102
TABELA 6.4 - PARÂMETROS DO COMPORTAMENTO MECÂNICO - LIGA DE ALUMÍNIO	102
TABELA 6.5 - PARÂMETROS DO COMPORTAMENTO MECÂNICO – LMF AUSTENÍTICA.	103
TABELA 6.6 - NOTAS RELATIVAS À ESTRUTURA BENCHMARK DE TRÊS PISOS [30]	109
TABELA 6.7 - COMPARAÇÃO DE FREQUÊNCIAS DOS MODOS DE VIBRAÇÃO.	111
TABELA 6.8 - COMPARAÇÃO DE RESULTADOS SEIMOSTRUCT VERSUS RESULTADOS EM [30].	113
TABELA 6.9 – VALOR MÁXIMO E RESPECTIVO INSTANTE DO DESLOCAMENTO MÁXIMO ENTRE PISOS	116
TABELA 6.10 - CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS – C4T2 (0.05/0.05)	119
TABELA 6.11 - CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS - C4T2 (0.05/0.10)	120
TABELA 6.12 - TRAÇÃO E COMPRESSÃO - COEFICIENTES DE AMORTECIMENTO VISCOSO EQUIVALENTE - C4T2	123
TABELA 6.13 - PARÂMETROS UTILIZADOS PARA A DEFINIÇÃO DE MLE1	129
TABELA 6.14 - PARÂMETROS UTILIZADOS PARA A DEFINIÇÃO DE TCSL1	129
TABELA 6.15 - PARÂMETROS UTILIZADOS PARA A DEFINIÇÃO DE MLP1	130

Lista de abreviaturas, siglas e símbolos

Siglas

LMF	LIGA DE MEMÓRIA DE FORMA
SMA	LIGA DE MEMÓRIA DE FORMA , DO INGLÊS SHAPE MEMORY ALLOY
NiTi	NITINOL, LIGA DE MEMÓRIA DE FORMA COMPOSTA POR NÍQUEL E TITÂNIO; NOL: NAVAL ORDNANCE LABORATORY.
BRB	BUCKLING RESTRAINED BRACES, CONTRAVENTAMENTO COM ENCURVADURA RESTRINGIDA
CBF	CONCENTRICALLY BRACED FRAMES
DSC	DIFERENTIAL SCANNING CALORIMETRY
C4T2	SISTEMA BASEADO NO CONCEITO DE TENSEGRIDADE, COM QUATRO ELEMENTOS À COMPRESSÃO (C4) E DOIS ELEMENTOS À TRACÇÃO (T2)
SHS	PERFIL DE SECÇÃO TRANSVERSAL QUADRADA VAZADA, DO INGLÊS SQUARE HOLLOW SECTION
SP	VALOR DE REFERÊNCIA DO ALGORITMO PID, DO INGLÊS SET POINT.
PV	VARIÁVEL DE PROCESSO DO ALGORITMO PID, DO INGLÊS PROCESS VARIABLE.
MRF	PÓRTICOS RESISTENTES IDENTIFICADOS NA ESTRUTURA BENCHMARK, DO INGLÊS MOMENT RESISTING FRAMES
PID	ALGORITMO DE CONTROLO PID - PROPORCIONAL INTEGRAL DERIVATIVO.
e	VARIÁVEL DE ERRO, ALGORITMO PID
FCT	FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNL	UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

RLB	SISTEMA DE CONTRAVENTAMENTO PROPOSTO POR DOLCE ET AL. - GRUPO DISSIPADOR MARTENSÍTICO
RLDL	SISTEMA DE CONTRAVENTAMENTO PROPOSTO POR DOLCE ET AL. - GRUPO DISSIPADOR AUSTENÍTICO PRÉ-ESFORÇADO

Notação Romana

M_{Ts}	TEMPERATURA DE INÍCIO DA TRANSFORMAÇÃO AUSTENITE-MARTENSITE
M_{Tf}	TEMPERATURA DE FINAL DA TRANSFORMAÇÃO AUSTENITE-MARTENSITE
A_{Ts}	TEMPERATURA DE INÍCIO DA TRANSFORMAÇÃO MARTENSITE—AUSTENITE
A_{Tf}	TEMPERATURA DE FINAL DA TRANSFORMAÇÃO MARTENSITE—AUSTENITE
M_d	TEMPERATURA LIMITE PARA A LIGA EXIBIR AS SUAS CAPACIDADES (SUPERELÁSTICA E DE MEMÓRIA E FORMA)
f_D	FORÇA DE AMORTECIMENTO
c	COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO
\dot{u}	VELOCIDADE DO AMORTECEDOR
E_D	ENERGIA DISSIPADA PELO SISTEMA AMORTECEDOR
E_{s0}	DEFORMAÇÃO MÁXIMA
k	RIGIDEZ
u_0	DESLOCAMENTO CORRESPONDENTE À DEFORMAÇÃO MÁXIMA, E_{s0}
m	MASSA DO SISTEMA
F_1	CARGA DE INSTABILIDADE PARA OS ELEMENTOS À COMPRESSÃO DO SISTEMA C4T2
E_0	MÓDULO DE YOUNG (BARRA)
L_0	COMPRIMENTO DO ELEMENTO (BARRA)
r_0	RAIO DO ELEMENTO (BARRA)

m_0	MASSA DO ELEMENTO (BARRA)
E_1	MÓDULO DE YOUNG (BARRA) - C4T2
L_1	COMPRIMENTO DO ELEMENTO (BARRA) - C4T2
r_1	RAIO DO ELEMENTO (BARRA) - C4T2
m_1	MASSA DO ELEMENTO (BARRA) - C4T2
ρ_1	DENSIDADE DO ELEMENTO (BARRA) - C4T2
t_h	TENSÃO NO ELEMENTO TRACCIONADO - C4T2
F_c	CARGA DE EULER, CARGA DE ENCURVADURA, IDEM P_{cr}
w	DESLOCAMENTO TRANSVERSAL – FENÓMENO DE ENCURVADURA
H	ENTALPIA
C_M, C_A	COEFICIENTE DE CLAUSIUS-CLAPEYRON
T_0	TEMPERATURA DE REFERÊNCIA AMBIENTE
A	ÁREA DA SUPERFÍCIE DO MATERIAL
\bar{h}	COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR
c_L	CALOR LATENTE DE TRANSFORMAÇÃO
C_m	CALOR ESPECÍFICO DO MATERIAL
\dot{W}	EVOLUÇÃO DA DISSIPACÃO DE ENERGIA
\dot{T}	VARIÁVEL DE EQUILÍBRIO TÉRMICO
q_c	LEI DO ARREFECIMENTO DE NEWTON
E_M	MÓDULO DE ELASTICIDADE MARTENSÍTICO
E_A	MÓDULO DE ELASTICIDADE AUSTENÍTICO
$d36$	SISTEMA COM ENCURVADURA CONTROLADA POR LMF, DISTANCIADORES DE 36MM
$d52$	SISTEMA COM ENCURVADURA CONTROLADA POR LMF, DISTANCIADORES DE 52MM
K_p	GANHO PROPORCIONAL - PID
K_i	GANHO INTEGRAL - PID
K_d	GANHO DERIVATIVO - PID

f_{ult}	TENSÃO ÚLTIMA
f_y	TENSÃO DE CEDENCIA
δ^{max}	RÁCIO MÁXIMO DO DESLOCAMENTO ENTREPISOS
x_{max}	DESLOCAMENTO MÁXIMO NO PLANO DA ESTRUTURA
F_b^{max}	FORÇA BASAL MÁXIMA NO PLANO DA ESTRUTURA
$a^{[max]}$	ACELERAÇÃO MÁXIMA NO PLANO DA ESTRUTURA
$v^{[max]}$	VELOCIDADE MÁXIMA NO PLANO DA ESTRUTURA
L_{C4T2}	COMPRIMENTO TOTAL DO ELEMENTO C4T2
h_{pt}^i	COMPRIMENTO DO PERFIL TUBULAR INICIAL - C4T2
h_{pt}^f	COMPRIMENTO DO PERFIL TUBULAR FINAL - C4T2
d_v	DESLOCAMENTO VERTICAL - C4T2
d_H	DESLOCAMENTO HORIZONTAL - C4T2
L_1	COMPRIMENTO CABO HORIZONTAL - C4T2
L_2	COMPRIMENTO CABO VERTICAL - C4T2
K_{LMF}	RIGIDEZ AXIAL DO CABO DE LMF

Notação Grega

γ	PESO ESPECÍFICO
ϵ_L	PATAMAR DA DEFORMAÇÃO SUPERELÁSTICA
ϵ_{ult}	DEFORMAÇÃO ÚLTIMA
ρ	DENSIDADE DO MATERIAL
ξ	PERCENTAGEM DE TRANSFORMAÇÃO MARTENSÍTICA, FRAÇÃO MARTENSÍTICA
δ	ÂNGULO COMPREENDIDO ENTRE ELEMENTO À TRACÇÃO E ELEMENTO À COMPRESSÃO - C4T2

ζ_{eq}	COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO VISCOSO EQUIVALENTE
σ_i^{AM}	TENSÃO DE INÍCIO DA TRANSFORMAÇÃO AUSTENITE-MARTENSITE, IDEM σ_{AS}^i
σ_f^{AM}	TENSÃO DE FINAL DA TRANSFORMAÇÃO AUSTENITE-MARTENSITE, IDEM σ_{AS}^f
σ_i^{MA}	TENSÃO DE INÍCIO DA TRANSFORMAÇÃO MARTENSITE-AUSTENITE, IDEM σ_{SA}^i
σ_f^{MA}	TENSÃO DE FINAL DA TRANSFORMAÇÃO MARTENSITE-AUSTENITE, IDEM σ_{SA}^f
ζ	COEFICIENTE DE AMORTECIMENTO VISCOSO
ω_n	FREQUÊNCIA NATURAL
ω	FREQUÊNCIA

1. Introdução

1.1. Considerações gerais

Com o avanço da inovação arquitetónica e estrutural no âmbito da engenharia civil, os elementos estruturais apresentam-se cada vez mais complexos e esbeltos, com maior tendência a fenómenos de encurvadura.

Quando se consideram fenómenos acidentais – tais como solicitações sísmicas - a problemática da instabilidade estrutural eleva-se a um nível ainda maior por consequência dos elevados valores de deslocamentos e acelerações experimentados pelas estruturas, podendo levar ao seu colapso.

No passado, várias abordagens foram feitas na tentativa de controlar os deslocamentos excessivos das estruturas.

Tome-se, por exemplo, o trabalho de *Frank Lloyd Wright* (1917), no qual utilizou uma camada de pó de talco e rolamentos aplicados na fundação de uma estrutura de forma a controlar as vibrações, tendo recebido uma patente pela inovação. Mais recentemente *Yoshioka H.* e *Ramalli* (2002) desenvolveram um sistema de controlo de vibrações inteligente que utiliza amortecedores magneto-reativos adaptados a sismos [1].

Não menosprezando a eficácia no controlo de vibrações dos sistemas acima indicados, a presente dissertação foca o seu estudo no desenvolvimento de sistemas solicitados axialmente com controlo da encurvadura.

Os contraventamentos convencionais, possuem resposta limitada quando solicitados axialmente, demonstrando um ciclo histerético assimétrico em tensão e compressão – i.e. a capacidade de dissipar energia é substancialmente maior à tração, comparada com a resposta à compressão (Figura 1.1). Devido à sua grande esbelteza, estes elementos têm tendência a encurvar facilmente (Figura 1.2).

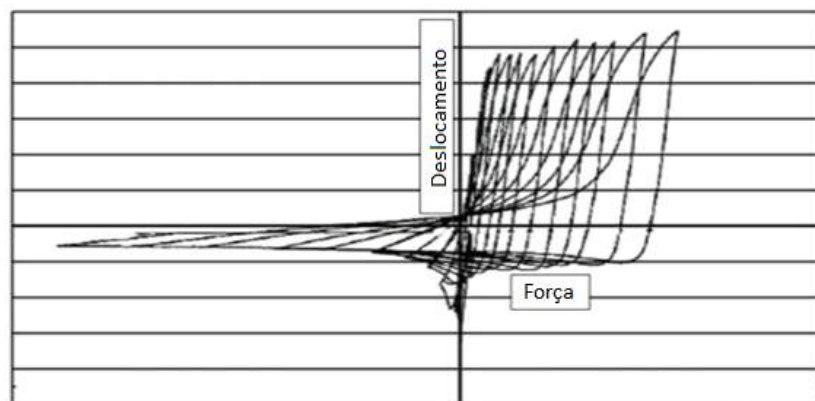


Figura 1.1 - Resposta assimétrica dos sistemas de contraventamento convencionais, adaptado de [2].



Figura 1.2 - Contraventamento convencional - Instabilidade à compressão, fenómeno de encurvadura, adaptado de [2].

De forma a controlar a problemática da encurvadura e otimizar a resposta do elemento, foram desenvolvidos sistemas de contraventamento com encurvadura restringida – *Buckling Restrained Braces (BRB)*.

O princípio básico dos *BRB* incide na prevenção da encurvadura e simultaneamente na maximização da simetria da sua resposta (Figura 1.3).

Os *BRB* conseguem este feito graças à combinação de um elemento metálico esbelto com um elemento envolvente de limitação de deslocamentos laterais - estrutura tubular que limita a encurvadura (Figura 1.4).

Controlando a restrição de deslocamento imposta pelo perfil tubular do *BRB*, é possível controlar independentemente a rigidez e a capacidade de carga deste tipo de sistemas de controlo estrutura.

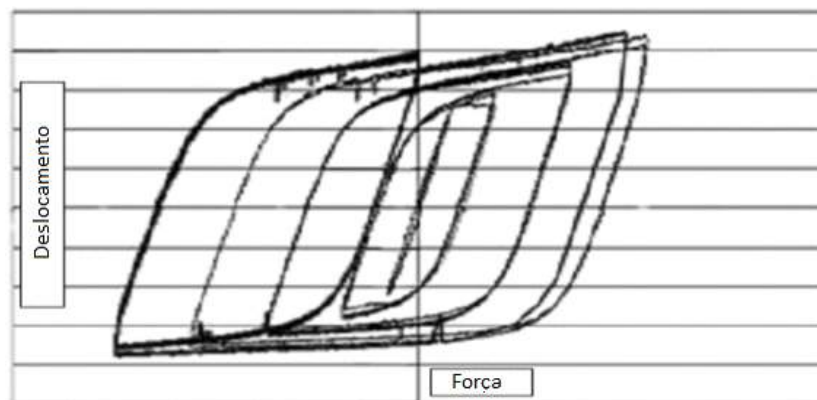


Figura 1.3 – Resposta simétrica de um BRB, adaptado de [2].



Figura 1.4 – Elemento BRB, adaptado de [2].

As ligas de memória de forma são uma classe de ligas com características muito particulares, com especial ênfase no seu efeito de superelasticidade e de memória de forma (Figura 1.5).

Na sua fase superelástica permitem deformações recuperáveis na ordem dos 8% desenvolvendo um ciclo histerético bastante notável. Na fase com memória de forma, as LMF podem recuperar a sua configuração inicial pela introdução de uma variação de temperatura ou simplesmente retirando a carga a que se encontram sujeitas [3] .

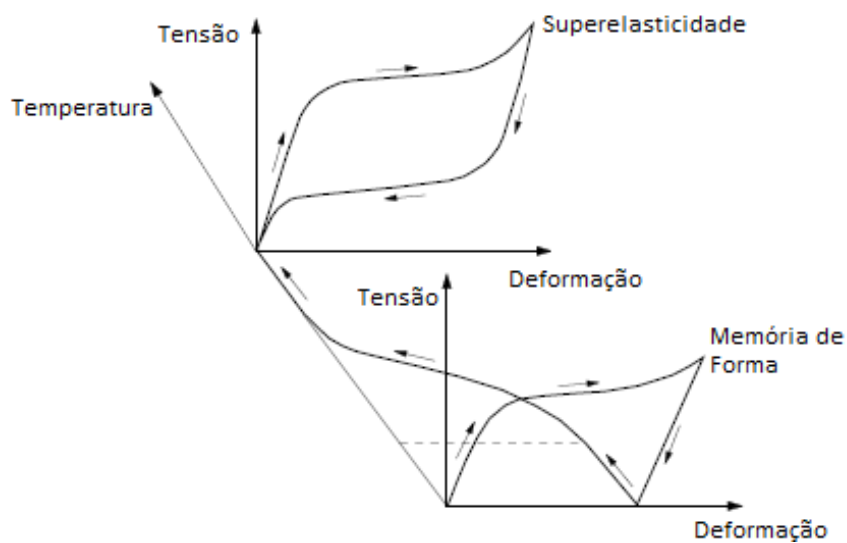


Figura 1.5 - Comportamento mecânico generalizado das LMF, adaptado de [3].

As LMF aplicadas em sistemas de dissipação de vibrações já demonstraram ser muito eficazes, nomeadamente no controlo dos deslocamentos relativos entre tramos de pontes, mostrando um melhor desempenho comparativamente aos tradicionais cabos de aço [4] (Figura 1.6).

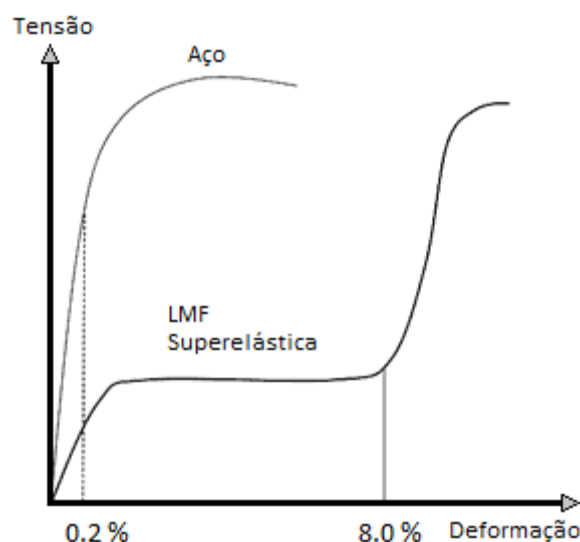


Figura 1.6 - Diagrama comparativo de trajetórias Tensão-Deformação - Aço e LMF Superelástica.

A presente dissertação surge então com o intuito de estudar os aspetos de índole mecânica e geométrica consideradas fulcrais para o desenvolvimento de sistemas de contraventamento com instabilidade controlada.

1.2. Enquadramento da Dissertação

O recurso a LMF tem amplas aplicações em diferentes áreas do conhecimento, tais como a biomecânica e a engenharia aeroespacial. No entanto, no que toca à engenharia civil estas aplicações são ainda em número reduzido.

Pelo facto de permitirem alterações mecânicas reversíveis na sua estrutura microcristalina, consoante variações térmicas e/ou de tensão, exibem dois tipos de comportamento, dependendo da fase em que se encontram:

- Efeito de memória de forma (*EMF*);
- Superelasticidade (*SE*).

Estas ligas podem desenvolver um elevado coeficiente de amortecimento combinado com uma ótima capacidade de reposicionamento. Assim, o uso das LMF para controlo de vibrações em estruturas de engenharia civil tem sido bastante explorado.

Combinando as características das LMF com dispositivos de controlo estrutural (elementos de contraventamento), será possível um comportamento estrutural otimizado, prevenindo a instabilidade destes elementos.

Com o propósito de fundamentar o enquadramento teórico da presente dissertação, foram reunidos os estudos mais relevantes que combinam estes tópicos (elementos de contraventamento e aplicações estruturais de LMF). No decorrer deste trabalho serão desenvolvidos modelos experimentais e numéricos de sistemas de controlo de encurvadura de elementos solicitados axialmente.

O objetivo desta dissertação reside na idealização de um sistema de contraventamento inovador dotado de um sistema de controlo – ativo e passivo - de encurvadura.

A partir de uma abordagem teórica do controlo da encurvadura dos sistemas *BRB*, são estudados sistemas – baseados na coluna de Euler simples - que combinam as características mecânicas das LMF com uma geometria ótima para o controlo da instabilidade.

O estudo principal incide na análise de ensaios experimentais de uma coluna em alumínio – com e sem sistemas de contraventamento - solicitadas por imposição de deslocamentos verticais axiais em ambiente laboratorial e no desenvolvimento dos respetivos modelos numéricos, examinando a problemática da instabilidade em detalhe.

Numa primeira abordagem é utilizada uma coluna de alumínio simples, simulando a problemática da encurvadura da coluna de Euler - solicitada axialmente até atingir a sua carga de instabilidade.

Com o intuito de controlar tal fenómeno é procurada uma solução que permita o controlo passivo e ativo da encurvadura da coluna. É desenvolvido um sistema estrutural, composto por uma coluna de Euler provida de desviadores, dotados de roldanas, dispostos a meia altura da coluna, e cabos de LMF. O propósito do sistema reside na procura do controlo da instabilidade da coluna e simultaneamente permitir uma dissipação de energia.

A presente dissertação procura estabelecer um ponto de partida para o estudo de sistemas de contraventamento com controlo de encurvadura melhorados. Combinando as LMF com as características geométricas e de distribuição de esforços do conceito de tensegridade, procura-se uma solução geométrica e mecanicamente bem adaptada que permita uma aplicação em estruturas atuais.

1.3. Organização da Dissertação

Para alcançar os objetivos definidos, a presente dissertação encontra-se dividida em seis capítulos.

No presente capítulo pretende-se explicar sucintamente o âmbito do trabalho desenvolvido na dissertação, os objetivos para que serve bem como a sua organização.

No segundo capítulo são apresentados os fundamentos teóricos e o estado-da-arte dos tópicos abrangidos pela presente dissertação. Este capítulo apresenta-se segmentado nas matérias seguintes: Encurvadura, Sistemas de controlo estrutural e Ligas com memória de forma. Dentro de cada secção são apresentados os fundamentos teóricos essenciais à definição e alcance dos objetivos propostos na presente dissertação. Na secção referente à encurvadura, é feita uma breve introdução do problema, seguida pelo desenvolvimento teórico referente à encurvadura de peças esbeltas, centrado na solução de Euler. Relativamente à secção dos sistemas de controlo de instabilidade, o principal foco incide no desenvolvimento de contraventamentos estruturais melhorados – com encurvadura restringida. Na secção das ligas com memória de forma, são abordadas as características físicas, químicas e mecânicas deste tipo de ligas, bem como os comportamentos característicos afetos a cada fase que a liga poderá assumir. No final desta secção é apresentado o tipo de liga a utilizar na presente dissertação, bem como as suas características inerentes.

O terceiro capítulo é referente ao desenvolvimento de um sistema de controlo passivo de encurvadura de uma coluna com recurso às ligas com memória de forma na fase austenítica (efeito superelástico), potenciadas por desviadores a meia altura de duas configurações possíveis, d_{36} e d_{52} , permitindo um afastamento transversal de 36mm ou 52mm entre cabos, respetivamente. Para tal, é feita uma descrição dos ensaios experimentais e dos modelos numéricos utilizados, com o detalhe necessário à boa compreensão dos modelos de controlo de encurvadura apresentados. No final deste capítulo são analisados os resultados experimentais e numéricos obtidos.

No quarto capítulo é apresentado um modelo de controlo ativo com recurso a ligas com memória de forma na fase martensítica (efeito de memória de forma), com uma configuração semelhante ao modelo d_{36} do terceiro capítulo. Neste capítulo, é apresentado o algoritmo de controlo (PID) que rege a ativação dos cabos de liga de

memória de forma, bem como é feita a caracterização do ensaio e a descrição do modelo experimental. Seguindo a mesma estrutura do capítulo anterior, os resultados experimentais do controlo ativo (ligado, *ON* e desligado, *OFF*) são analisados no final deste capítulo.

No quinto capítulo, são apresentadas, em conjunto, as conclusões referentes aos modelos de controlo passivo (*d36* e *d52*) e controlo ativo (*ON* e *OFF*). São constatados os melhoramentos mecânicos entre os controlos referidos e comparativamente à coluna não controlada.

O sexto capítulo é referente a desenvolvimentos paralelos ao estudo principal da presente dissertação, baseados em programas de cálculo de elementos finitos, nomeadamente: *SAP2000* e *SeismoStruct*. Na primeira secção é analisado, no *software SeismoStruct*, o comportamento de um sistema de contraventamento baseado no conceito de tensegridade conjugado com a aplicação de cabos de liga de memória de forma na fase austenítica. Para tal, são utilizados resultados da solicitação sísmica de *Northridge* a uma estrutura *benchmark* de três pisos. Na segunda secção é desenvolvido um modelo constitutivo superelástico (ligas em fase austenítica) em ambiente *SAP2000*, para tal é apresentado um breve fundamento teórico do *software* utilizado, bem como o estado-da-arte e a metodologia utilizada para o desenvolvimento do modelo apresentado.

2. Fundamento Teórico e Estado da Arte

2.1. Encurvadura

2.1.1. Breve introdução à encurvadura

A encurvadura poderá ser definida como uma repentina e elevada deformação Δ , devido à evolução da aplicação de uma carga de compressão axial P quando esta ultrapassa um valor de carga crítica (Figura 2.1):

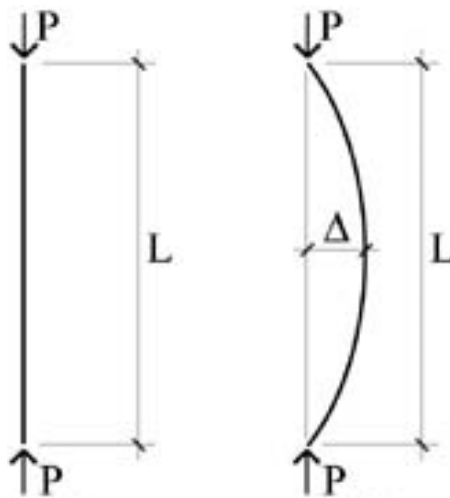


Figura 2.1 - Encurvadura de uma coluna sujeita à compressão

Nos passados anos, a encurvadura tem-se revelado um problema com dificuldade crescente, muito devido aos avanços no desenvolvimento de novos conceitos

arquitetónicos com elementos estruturais cada vez mais minimalistas e esbeltos, diminuindo a secção dos elementos e consequentemente ficando mais propensos a fenómenos de encurvadura.

A preocupação com os fenómenos de encurvadura teve início no século XIX com o desenvolvimento e proliferação das estruturas metálicas. Um exemplo destas estruturas é o viaduto de *Crumlin* sobre *Ebbw Alley, Dublin* (1857) construído para contornar as dificuldades de logística ferroviária da exploração mineira (Figura 2.2).



Figura 2.2 - Viaduto de Crumlin, em 1965.

Construído com uma combinação de ferro fundido e forjado, foi considerada a linha ferroviária mais alta até ao seu encerramento em 1965. O seu encerramento foi devido a problemas de instabilidade estrutural (encurvadura) devido ao aumento do peso das locomotivas [5].

A evolução da típica construção em alvenaria para estruturas metálicas sujeitas a esforços de compressão levou a que consequentemente se considerasse um número substancial de elementos de contraventamento para prevenir o fenómeno da encurvadura.

2.1.2. Encurvadura de peças esbeltas

Uma peça esbelta consiste num elemento cuja uma das dimensões (espessura) é muito inferior às restantes.

A problemática da encurvadura de peças esbeltas foi primeiramente estudada por *Leonhard Euler* no séc. *XVII*. No seu estudo, *Euler* assumiu o modelo de coluna perfeita – perfeitamente reta e com a aplicação da carga de compressão precisamente no eixo da coluna [6].

Considere-se o carregamento de compressão axial aplicado a uma peça esbelta. Para valores de carga baixos a peça não exhibe alterações significativas na sua geometria. No entanto, quando o valor da carga atinge um valor crítico (carga crítica) a peça experimenta uma grande deformação sem considerável aumento de carga. A este fenómeno de instabilidade dá-se o nome de encurvadura.

O fenómeno de Encurvadura pode ser classificado em duas categorias¹ [6]:

- Encurvadura Bifurcacional;
- Encurvadura por Carga Limite – *Snap-through*.

A encurvadura bifurcacional diz respeito ao fenómeno no qual, quando uma peça esbelta experimenta um determinado valor de carga de compressão crítico, a trajetória do comportamento carga/deslocamento muda repentinamente (bifurcando) de uma trajetória estável (trajetória fundamental) para uma outra trajetória diferente (trajetória de pós-encurvadura)

A carga à qual ocorre esta bifurcação denomina-se de Carga crítica de encurvadura, ou simplesmente, carga de encurvadura.

¹ A encurvadura pode ter outros critérios de classificação tendo em conta: A magnitude do deslocamento, a relação encurvadura estática/encurvadura dinâmica ou o comportamento do material enquanto encurvadura elástica ou inelástica [6].

A trajetória de pós-encurvadura é iniciada num ponto de bifurcação, definido pela carga de encurvadura, possibilitando duas trajetórias, dependendo do sentido do deslocamento da coluna.

Dependendo da estrutura e do carregamento em questão, a trajetória de pós-encurvadura poderá assumir uma configuração simétrica ou assimétrica, podendo experimentar uma carga acima ou abaixo da carga crítica de encurvadura [6]:

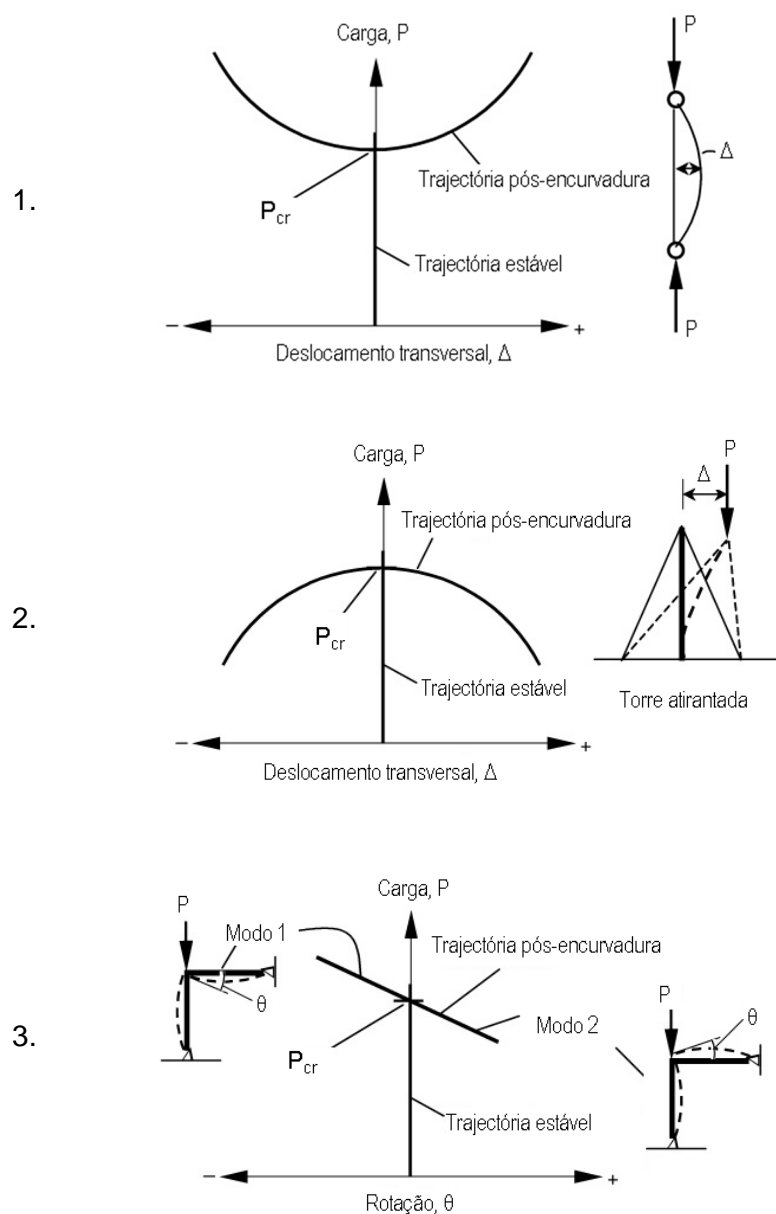


Figura 2.3 - Encurvadura bifurcacional: 1. Bifurcação simétrica com trajetória pós-encurvadura estável; 2. Bifurcação simétrica com trajetória pós-encurvadura instável; 3. Bifurcação assimétrica (adaptado de[6]).

Na encurvadura de carga limite, para um determinado valor de carga – *ponto limite*– ocorre uma instabilidade na rigidez do elemento acompanhada por uma redução repentina na capacidade de carga, recuperando para uma configuração afastada e novamente estável, assumindo um só modo de deslocamento transversal.

Este tipo de elementos sofre um efeito de *Snap-through* quando a carga experimentada atinge o seu valor crítico. Na Figura 2.4 está retratado o comportamento de um arco abatido sujeito à encurvadura por carga limite.

Inicialmente o arco abatido, tem uma resposta estável à solicitação da carga deformando até ao ponto onde atinge o valor de carga limite *A*, nesse instante ocorre um decréscimo na capacidade de carga acompanhado por um aumento repentino no deslocamento transversal até assumir uma nova configuração estável, *B*. A partir deste instante o elemento poderá igualar e superar a capacidade de carga inicial – ponto limite, *C* [6].

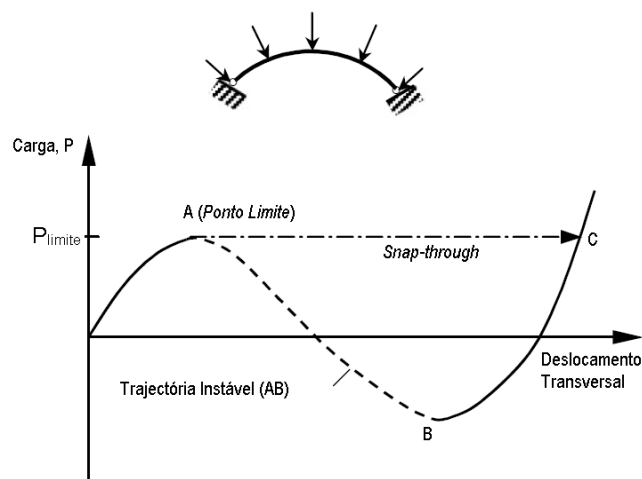
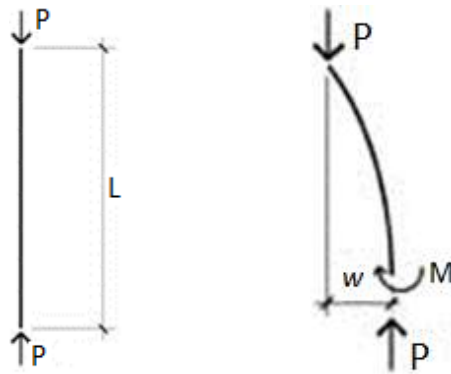


Figura 2.4 - Encurvadura por carga limite - Snap-through. (Adaptado de [6][5]).

Equações Governativas da Encurvadura da Coluna de Euler

Considere-se uma coluna esbelta homogénea, perfeitamente reta, com rigidez à flexão EI e comprimento L , sujeita a um carregamento de compressão axial P (Figura 2.5):



a) Configuração da Coluna b) DCL Coluna de Euler

Figura 2.5 - Coluna de Euler.

De acordo com os fundamentos da teoria de *Euler-Bernoulli*, as secções transversais da coluna mantêm-se planas e normais ao eixo do centro de gravidade da viga e a contribuição do esforço transverso normal a este plano é desprezável. Segundo a mesma teoria, obtém-se a equação que relaciona o deslocamento com o momento de flexão:

$$M = -EI \frac{d^2 w}{d\bar{x}^2} \quad (1)$$

Na qual: E representa o módulo de elasticidade da coluna, I a inércia da coluna, M o momento fletor da coluna; w o deslocamento transversal e \bar{x} a coordenada longitudinal medida a partir da base da coluna.

Equilibrando os esforços da Figura 2.5 - b), obtêm-se as equações:

$$\frac{dM}{d\bar{x}} = Q \quad (2)$$

$$\frac{dQ}{d\bar{x}} = P \frac{d^2w}{d\bar{x}^2} \quad (3)$$

Na qual Q representa o valor do esforço transversal (normal ao eixo de deflexão da coluna).

Através das equações (2) e (3), obtém-se a equação governativa de Euler-Bernoulli para a encurvadura da coluna e a respetiva solução geral:

$$\frac{d^4w}{dx^4} + \alpha \frac{d^2w}{d\bar{x}^2} = 0, \quad \alpha = \frac{P L^2}{EI} \quad (4)$$

$$w = C_1 \sin \sqrt{\alpha x} + C_2 \cos \sqrt{\alpha x} + C_3 x + C_4 \quad (5)$$

Em que $x = \frac{\bar{x}}{L}$, $w = \frac{\bar{w}}{L}$ e C_i com $i = (1,2,3,4)$, são constantes dependentes das condições de fronteira de cada extremidade da coluna.

As condições de fronteira nas duas extremidades da coluna são escritas nas seguintes formas gerais:

$$B_1 * w + B_2 \frac{dw}{dx} + B_3 \frac{d^2w}{dx^2} + B_4 \frac{d^3w}{dx^3} = 0 \quad (6)$$

$$C_1 * w + C_2 \frac{dw}{dx} + C_3 \frac{d^2w}{dx^2} + C_4 \frac{d^3w}{dx^3} = 0 \quad (7)$$

Nas quais C_i e B_i , com $i = (1,2,3,4)$ representam parâmetros que traduzem as condições de apoio.

Substituindo as equações das condições de fronteira na equação de solução geral da equação governativa de Euler-Bernoulli, obtêm-se as seguintes quatro equações homogéneas [6]:

$$\begin{bmatrix} a_{11} & a_{21} & a_{31} & a_{41} \\ a_{12} & a_{22} & a_{32} & a_{42} \\ a_{13} & a_{23} & a_{33} & a_{43} \\ a_{14} & a_{24} & a_{34} & a_{44} \end{bmatrix} * \begin{Bmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (8)$$

Em que os coeficiente a_{ij} são definidos por:

a_{11} $= \sqrt{\alpha}(B_2^0$ $- B_4^0\alpha)$	$a_{21} = C_1^0 - C_3^0\alpha$	a_{31} $= B_2^0$	a_{41} $= C_1^0$	(9)
a_{12} $= \sqrt{\alpha}(B_2^0 - B\alpha)$	$a_{22} = B_1^0 - B_3^0\alpha$	a_{32} $= B_2^0$	a_{42} $= B_1^0$	
a_{13} $= C_1^1 \sin\sqrt{\alpha}$ $+ C_2^1 \sqrt{\alpha} \cos\sqrt{\alpha}$ $- C_3^1 \alpha \sin\sqrt{\alpha}$ $- C_4^1 \alpha \sqrt{\alpha} \cos\sqrt{\alpha}$	a_{23} $= C_1^1 \cos\sqrt{\alpha}$ $+ C_2^1 \sqrt{\alpha} \sin\sqrt{\alpha}$ $- C_3^1 \alpha \cos\sqrt{\alpha}$ $- C_4^1 \alpha \sqrt{\alpha} \sin\sqrt{\alpha}$	a_{33} $= C_1^1$ $+ C_2^1$	a_{43} $= C_1^1$	
$a_{14} = B_1^1 \sin\sqrt{\alpha}$ $+ B_2^1 \sqrt{\alpha} \cos\sqrt{\alpha}$ $- B_3^1 \alpha \sin\sqrt{\alpha}$ $- B_4^1 \alpha \sqrt{\alpha} \cos\sqrt{\alpha}$	$a_{24} = B_1^1 \cos\sqrt{\alpha}$ $+ B_2^1 \sqrt{\alpha} \sin\sqrt{\alpha}$ $- B_3^1 \alpha \cos\sqrt{\alpha}$ $- B_4^1 \alpha \sqrt{\alpha} \sin\sqrt{\alpha}$	a_{34} $= B_1^1$ $+ B_2^1$	a_{44} $= B_1^1$	

De seguida apresenta-se a Tabela 2.1, com soluções clássicas para a coluna de Euler, consoante as condições de apoio:




Condições de apoio da coluna	Encastrado-Livre	Apoiado-Apoiado	Apoiado-Encastrado
Valores não nulos de B e C	$B_1^0 = C_2^0 = 1;$ $B_3^1 = C_4^1 = 1;$ $C_2^1 = \alpha$	$B_1^0 = C_3^0 = 1;$ $B_1^1 = C_3^1 = 1$	$B_1^0 = C_3^0 = 1;$ $B_1^1 = C_3^1 = 1$
Configuração - Encurvadura			
Critério de estabilidade	$\cos(\sqrt{\alpha}) = 0$	$\sin(\sqrt{\alpha}) = 0$	$\tan(\sqrt{\alpha}) = \sqrt{\alpha}$
Carga crítica de encurvadura	$\alpha = \frac{\pi^2}{4}$	$\alpha = \pi^2$	$\alpha = 2.0457 \pi^2$

Tabela 2.1 - Soluções clássicas da coluna de Euler, adaptado de [6].

Breve noção do efeito das Imperfeições

As estruturas perfeitas apenas são possíveis no âmbito teórico da análise de problemáticas de encurvadura. Na prática, torna-se muito difícil a execução de elementos estruturais perfeitos. Para além disso, é impossível garantir que a carga aplicada atua diretamente sobre o eixo da coluna. No que toca às condições de apoio, é impossível aplicar os fundamentos de apoio teóricos em estruturas reais, afastando o seu comportamento real do fundamento teórico.

As imperfeições geométricas traduzem-se num valor inicial de deformação diferente de zero, eliminando o ponto de bifurcação e levando a um acréscimo gradual de deformação com o aumento da carga, sendo desta forma possível antecipar o seu colapso [7].

2.2. Sistemas de controlo estrutural

No âmbito da engenharia civil existe uma preocupação crescente com o controlo da resposta estrutural aquando da ocorrência de cargas consideráveis, tais como os sismos ou cargas induzidas por ventos extraordinários.

Os sistemas de controlo estrutural assumem essencialmente três formas [8]:

- Controlo Passivo – Não necessita de fornecimento de energia para o seu funcionamento. Neste tipo de controlo são utilizados dispositivos com determinadas características de amortecimento e rigidez, melhorando o comportamento e a resistência estrutural.
- Controlo Ativo – necessita de energia para controlar efetivamente o movimento da estrutura, introduzindo forças de controlo na estrutura. Este tipo de controlo pode assumir duas vertentes:
 - *Feedforward control* (Figura 2.6). Neste caso o controlo é feito antes da resposta acontecer, para tal é necessário conhecer, de certa forma, o comportamento da estrutura para a solicitação em questão. O sistema obedece a um método de controlo que consiste na recolha e tratamento dos dados da solicitação, que posteriormente são calculados pelo algoritmo de controlo, acionando o atuador antes da resposta estrutural;

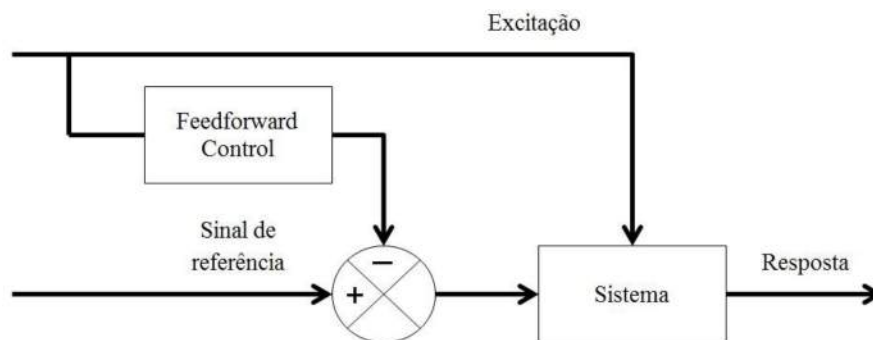


Figura 2.6 - Feedforward control, retirado de [8].

- *Feedback control* (Figura 2.7). Esta vertente é baseada na resposta estrutural – *i.e.*, após a ocorrência da solicitação.

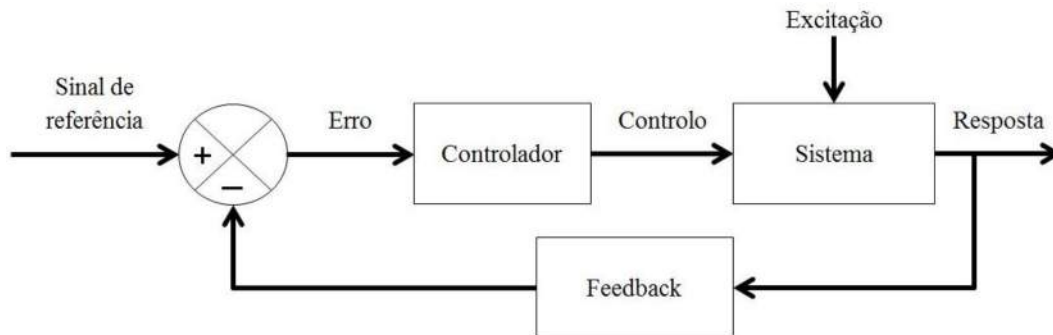


Figura 2.7 - Feedback control, retirado de [8].

- Controlo semi-ativo – Necessita de energia apenas para alterar certas características do dispositivo em si. À semelhança dos sistemas ativos, este tipo de controlo utiliza algoritmos para controlar a estrutura, com a diferença de não necessitar de energia para introduzir forças de controlo na estrutura, mas sim para variar determinadas características do sistema de controlo. No entanto, se não for fornecida energia a este tipo de sistema, o controlo passa a atuar passivamente.
- Controlo híbrido – Combinação de dois ou mais sistemas de controlo. Um exemplo deste tipo de sistema são os amortecedores de massa híbrida – Combinação de um sistema passivo (amortecedores de massa sintonizada) com um sistema ativo (amortecedores ativos de massa).

2.2.1. Controlo da instabilidade dos sistemas de contraventamento

O contraventamento convencional consiste em elementos dispostos diagonalmente nos pórticos estruturais, complementando os seus elementos estruturais – vigas e pilares.

Um sistema de contraventamento convencional poderá encurvar quando sujeito a forças cíclicas (Figura 2.8) [2].

No entanto, se o elemento de contraventamento for dotado de um sistema de controlo de instabilidade, a sua capacidade de dissipar energia será significativamente melhorada, sem experimentar qualquer instabilidade de encurvadura (Figura 2.9) [9].

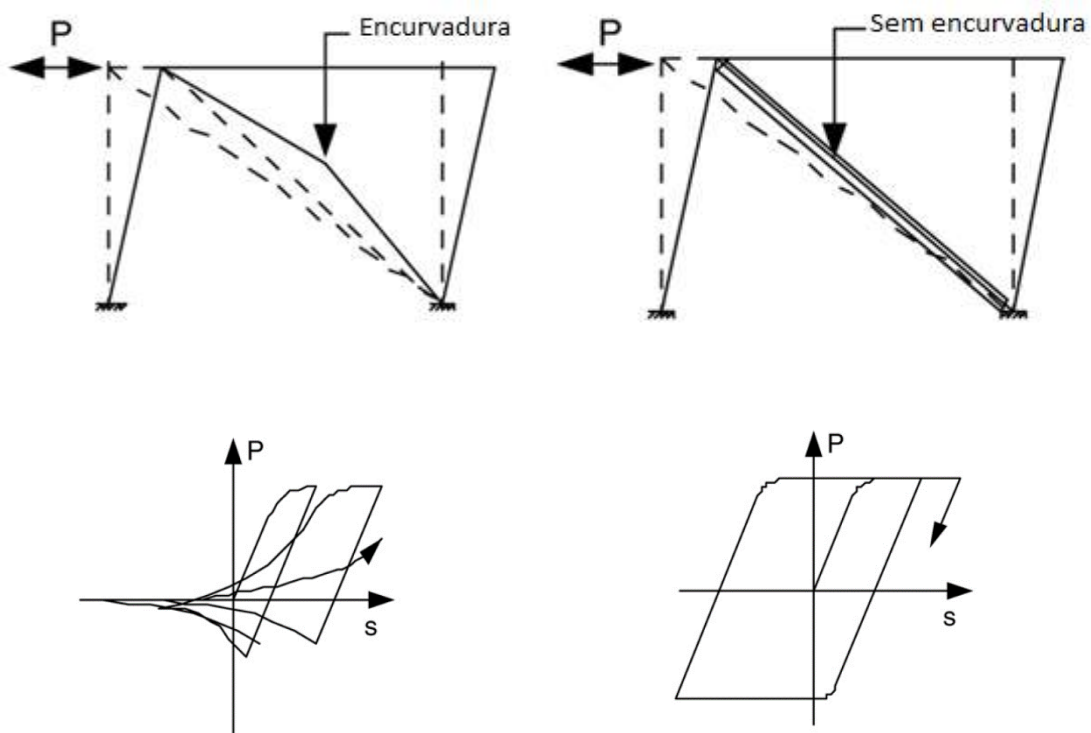


Figura 2.8 - Resposta e comportamento de um elemento de contraventamento convencional

Figura 2.9 - Resposta e comportamento de um elemento BRB

Os sistemas de contraventamento convencionais – *Concentrically braced frames, CBF* (Figura 2.10) - são considerados elementos de elevada resistência mecânica e de baixa ductilidade, com um comportamento assimétrico quando solicitados a ciclos de tração e compressão, sendo a compressão, muitas vezes, o esforço crítico para a instabilidade do elemento. A encurvadura dos elementos surge como principal limitação da ductilidade e desempenho dos sistemas, resultando no desequilíbrio da capacidade de carga entre compressão e tração [9].



Figura 2.10 - CBF - Contraventamento convencional: Centro Comercial Continente, Alfragide.

A evolução do dimensionamento estrutural levou ao progresso dos elementos de contraventamento. Surge então uma nova categoria de contraventamento – *Buckling restrained braces, BRB* – os quais baseiam o seu comportamento na restrição da encurvadura, prevenindo fenómenos de instabilidade do elemento ao mesmo tempo que promovem uma simetria na resposta a solicitações cíclicas de compressão e tração.

Um *BRB* consiste num elemento metálico esbelto – *núcleo* – inserido (com uma determinada folga) num elemento resistente (usualmente, um perfil tubular metálico de seção quadrada/retangular vazada - perfil *HSS* - com interior em argamassa ou betão) – *manga* (Figura 2.11).

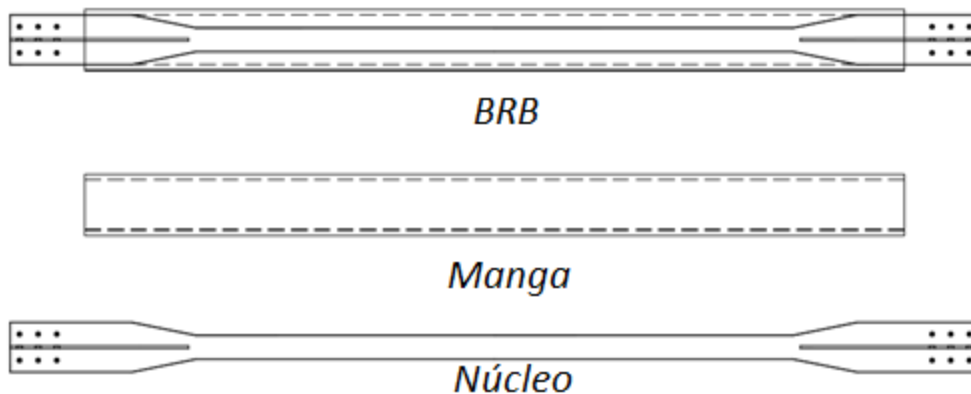


Figura 2.11- Diagrama esquemático de um BRB

2.2.2. Características e vantagens dos *BRB*

O elemento resistente, devido ao facto de ter encurvadura restringida, desenvolve deformações axiais quase uniformes na sua secção transversal. As rótulas plásticas associadas com a encurvadura dificilmente se formam em *BRB* bem dimensionados [9].

Este tipo de contraventamento foi inicialmente desenvolvido no início dos anos 80, vindo a ser implementado pela primeira vez nos anos 90 no Japão – mais precisamente no edifício *Osaka International Convention Center* [9].

De forma a centrar o esforço axial no *núcleo*, as ligações à estrutura são dimensionadas de forma a não permitir transmissão de esforços axiais ao elemento limitador de encurvadura – *manga*. Relativamente às ligações dos *BRB* à estrutura, habitualmente é considerada uma de duas opções: ligação rotulada ou fixa (encastada) [9].

Devido ao facto dos *BRB* possuírem um comportamento quase simétrico quando solicitados à compressão e à tração, podem assumir diferentes configurações estruturais (Figura 2.12):

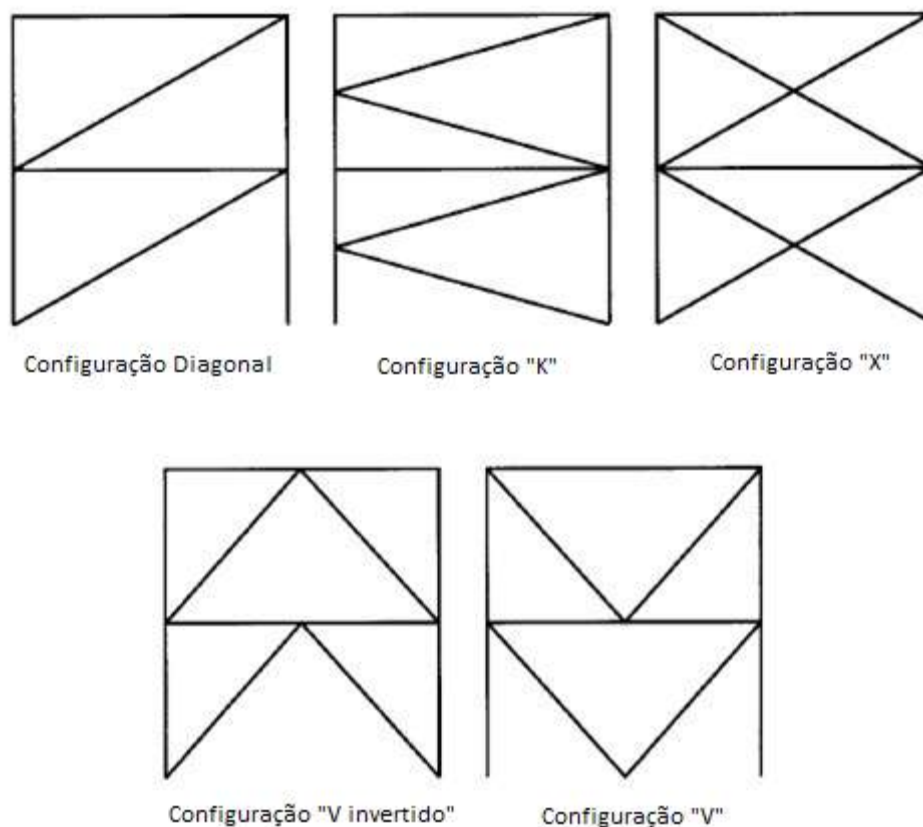


Figura 2.12 - Configurações usuais dos BRB

As configurações em "V" e "V invertido"- são as configurações mais usuais, na medida em que permite um pórtico mais amplo e livre. Nestas configurações as vigas do pórtico estão sujeitas a cargas residuais, devido à capacidade de carga tanto à compressão como à tração dos *BRB*. Em comparação com os contraventamentos convencionais, os *BRB* possuem vantagens significativas, entre as quais [2]:

- O custo dos *BRB* é competitivo face a outros sistemas de controlo de vibrações estruturais. O desenvolvimento destes elementos e a sua proliferação no mercado tem vindo a diminuir os seus custos de produção e comercialização. Consequentemente, estes factos posicionam esta tecnologia num patamar de relação custo/eficácia bastante competitiva;
- Os deslocamentos entre pisos são inferiores quando as estruturas estão dotadas de *BRB* em vez dos convencionais sistemas de contraventamento [9];

- Durante uma solicitação sísmica, o elemento *BRB* irá sofrer o maior dano, poupando a estrutura. As suas características permitem resistir a grandes deformações, sem colapsar;

2.2.3. Estado-da-arte – Contraventamento estrutural combinado com LMF

Os estudos no âmbito do melhoramento dos sistemas de contraventamento estrutural têm vindo a evoluir com a inovação de novos materiais, nomeadamente as LMF.

Dolce et al. [10] ensaiaram dispositivos de contraventamento com cabos de NiTi, com o intuito de melhorar a dissipação de energia e entender o efeito da sua aplicação no comportamento da estrutura envolvente. O estudo incidiu no desenvolvimento de dispositivos de contraventamento que combinam a capacidade de dissipação de energia com o efeito de reposicionamento. Para tal idealizaram um dissipador mecânico para diagonais de contraventamento composto por dois grupos:

- Grupo de reposicionamento: Com um comportamento rígido-elástico não linear capacitando o reposicionamento do sistema, evitando as deformações residuais.
- Grupo dissipador: Comportamento rígido-plástico, promovendo a dissipação de energia.

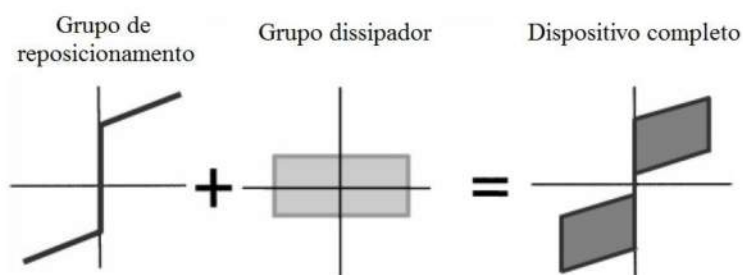


Figura 2.13 - Modelo constitutivo proposto por Dolce et al. para um sistema de reposicionamento com dissipação de energia [10].

O sistema desenvolvido por *Dolce et al.* utiliza cabos de LMF para ambos os grupos (cabos NiTi pré-tensionados no caso do grupo de reposicionamento e cabos NiTi martensíticos ou austeníticos pré-esforçados para o grupo dissipador), permitindo a afinação do comportamento pela definição do número e tipo de cabos a utilizar, resultando num dispositivo que pode assumir três configurações [10]:

- Dispositivos de reposicionamento suplementar – Focados apenas na capacidade de reposicionamento- sem deslocamentos residuais;
- Dispositivos sem capacidade de reposicionamento – Fundamentados unicamente na dissipação de energia - com elevados deslocamentos residuais;
- Dispositivos de reposicionamento – Reposicionamento e dissipação de energia combinados, com deslocamento residuais diminutos.

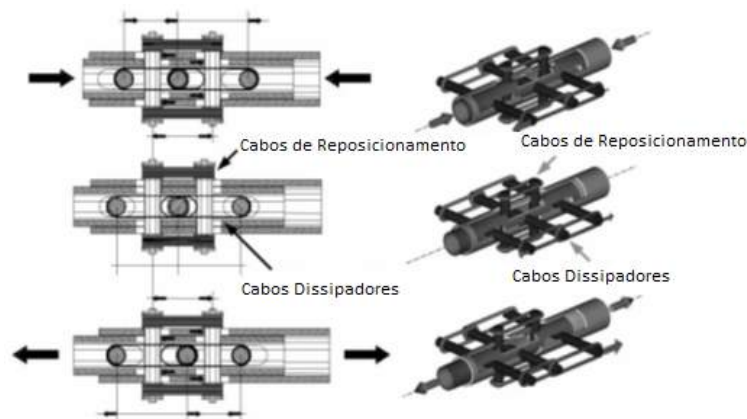


Figura 2.14 - Geometria do sistema de reposicionamento proposto por Dolce et al. [10].

Embora o objetivo de dissipação de energia seja conflituoso com a capacidade de reposicionamento, *Dolce et al.* procuraram otimizar o grupo dissipador respeitando a condição de reposicionamento. Para tal, foram conduzidos ensaios com deslocamentos cíclicos, com frequência, amplitude de deslocamento e temperatura variáveis, de forma a entender a influência das características do carregamento na resposta dos diferentes grupos e do dispositivo completo. Para a análise, *Dolce et al.* utilizaram dois sistemas, variando no grupo dissipador:

- Cabos martensíticos (denominados *RLB*);
- Cabos austeníticos pré-esforçados (denominados *RLDL*).

Os resultados apresentam características de reposicionamento e dissipação de energia bastante similares para os dois sistemas:

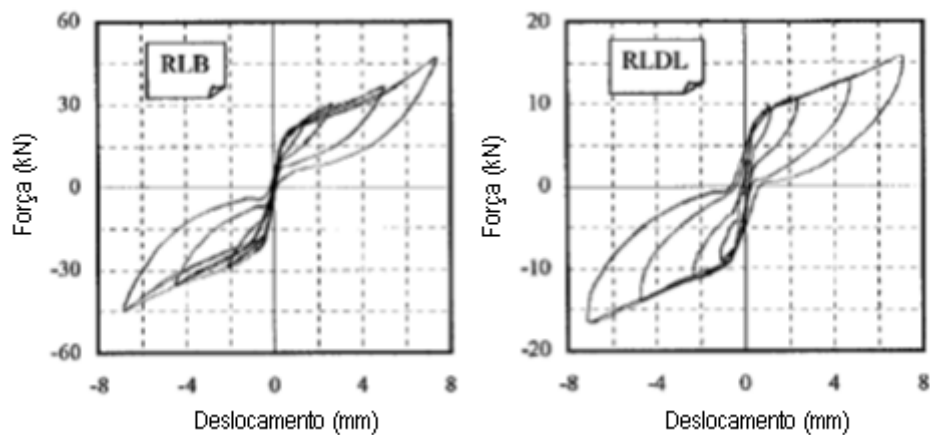


Figura 2.15 - Resultados dos ensaios - sistema proposto por Dolce et al.[10]

Hu et al. também contribuíram para a aplicação de LMF em *BRB* [11].

Com o intuito de melhorarem os sistemas de contraventamento convencionais, *Hu et al.* propuseram um dispositivo inovador que combina a utilização dos *BRB* (dimensionados convencionalmente) posteriormente dotados com LMF austeníticas, com o intuito de alcançar uma capacidade de reposicionamento e de dissipação de energia superiores aos sistemas *BRB* atuais.

Os sistemas propostos são compostos por elementos *BRB* com barras de LMF austeníticas colocadas enquanto conectores do *BRB* à estrutura – com 10% do comprimento total do elemento (Figura 2.16).

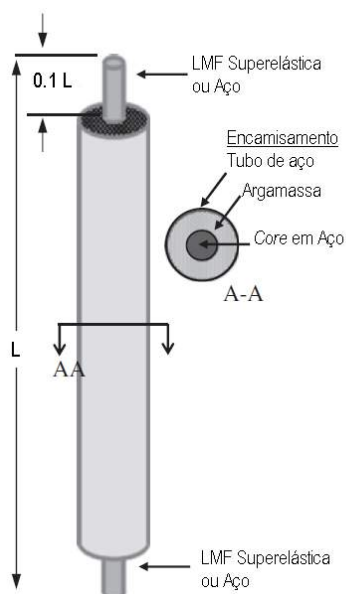


Figura 2.16 - Estrutura dos sistemas BRB propostos por Hu et al.[11]

Os ensaios numéricos tiveram principal foco na comparação destes novos sistemas com os sistemas BRB normais com ligações metálicas (aço).

Foram elaborados três geometrias diferentes (configuração em “V”, “V Invertido” e “X”) com os dois sistemas de contraventamento aplicados alternadamente (elementos *BRB* com conexões em barra de LMF e outros com conexões em aço) aplicados numa estrutura com seis pisos (Figura 2.17):

- 6SBRB-S/6SBRB-S-SMA : Elemento com configuração em Chevron dotado de conectores em aço (-S) e em barra de LMF austenítica (-S-SMA);
- 6SBRB-V/6SBRB-V-SMA : Elemento com configuração em Chevron invertido dotado de conectores em aço (-V) e em barra de LMF austenítica (-V-SMA);
- 6SBRB-2X/6SBRB-2X-SMA: Elemento com configuração em X, dotado de ligações em aço (-2X) ou em barra de LMF austenítica (-2X-SMA).

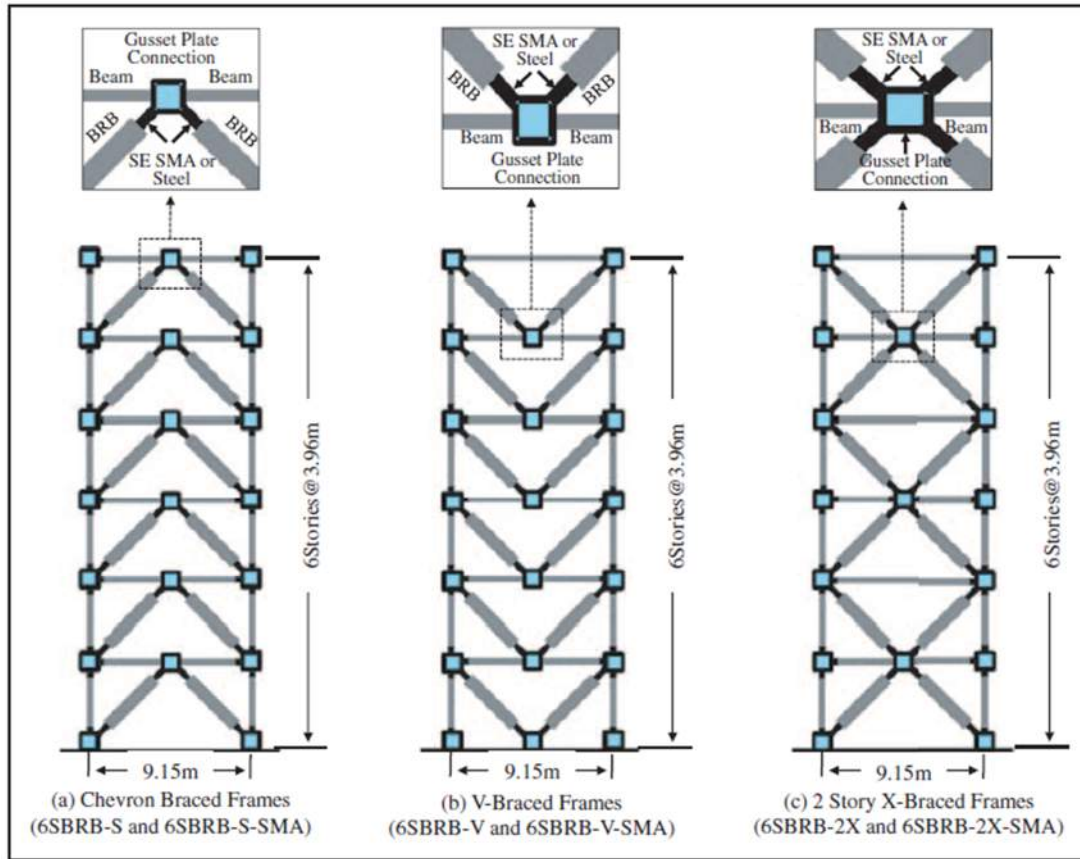


Figura 2.17 - Configurações dos sistemas de contraventamento utilizado no estudo de Hu et al. [11].

Os ensaios consistiram em análises não lineares *pushover* cíclicas, comparando os sistemas dotados de LMF com os *BRB* normais. A combinação de carga (*LC*) considerada foi baseada na norma Americana ASCE 7-05 que consiste na seguinte formulação:

$$LC = 1.2DL + 1.0L + 1.0E \quad (10)$$

Onde *DL* é o peso próprio, *L* as sobrecargas e *E* a carga sísmica accidental. Na Figura 2.18 são apresentados os diagramas resultantes do deslocamento entre o último e penúltimo piso (deslocamento relativo entre o quinto e o sexto pisos) face ao esforço basal total:

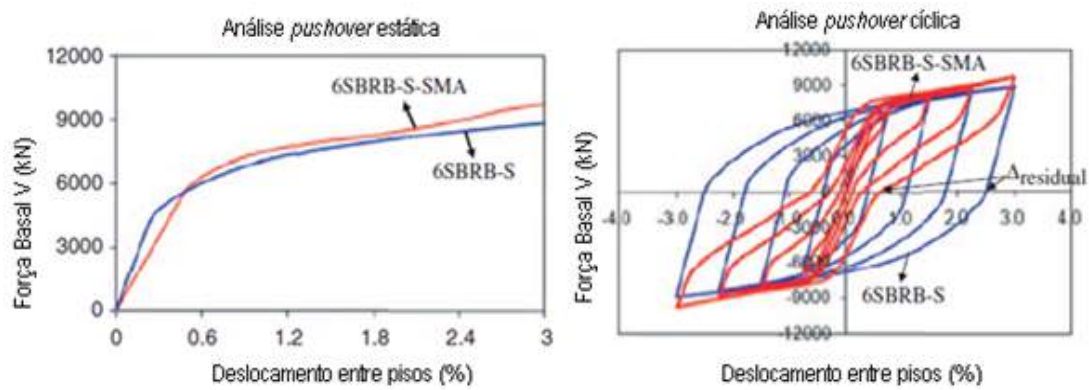


Figura 2.18 - Resultados dos ensaios pushover - Hu et al.[11].

Com base nos resultados obtidos por Hu et al. é possível assinalar as seguintes conclusões [11]:

- A aplicação de LMF austeníticas em determinados segmentos dos BRB – possibilita que o comportamento superelástico providencie capacidades de reposicionamento à totalidade do pórtico no qual o elemento está aplicado;
- As análises *pushover* cíclicas demonstram um sobredimensionamento dos elementos BRB convencionais. A otimização do comportamento dos elementos *BRB* foi conseguida pela aplicação das LMF, nomeadamente na minimização dos deslocamentos residuais.

2.3. Ligas com memória de forma

2.3.1. Introdução

As ligas de memória de forma apresentam-se como uma classe de materiais com duas características próprias: o efeito de memória de forma e a superelasticidade.

Com o avanço da construção de estruturas de engenharia civil, as ligas com memória de forma apresentam um potencial crescente na sua aplicação, devido à sua alta capacidade de amortecimento (dissipação de energia) e de recuperação de forma [12].

O efeito de memória de forma compreende a capacidade da LMF em recuperar a forma original, pela variação térmica até uma temperatura crítica, após sofrer uma deformação.

Por sua vez, o efeito superelástico traduz-se na capacidade das LMF experimentarem grandes deformações (até 8%) sem efeitos residuais, recuperando a sua forma original após o completo descarregamento da carga, ao mesmo tempo que exibem um comportamento histerético - *i.e.*, a energia absorvida durante o carregamento é superior à energia libertada durante a descarga. Esta dissipação de energia está associada à formação de um ciclo histerético característico deste tipo de ligas [13].

Estes fenómenos intrínsecos das LMF são consequentes da sua estrutura atómica. Consoante a temperatura e a tensão instaladas, a liga poderá alternar, sem alteração macroscópica, entre a fase austenítica e a fase martensítica [12].

2.3.2. Breve resumo histórico

Os primórdios das LMF remontam ao século XIX, mais especificamente a 1890. O metalúrgico alemão Adolf Martens foi o seu pioneiro, ao descobrir a existência de uma fase especial em ligas de ferro e carbono (FeC), posteriormente denominada de fase martensítica [14].

No entanto, a primeira observação dos fenômenos de memória de forma e de superelasticidade apenas foi comprovada no estudo feito pelo físico Arne Ölander, “Rubber like effect” (1932), no qual estudou ligas de Ouro e Cádmiio (AuCd) [15].

Em 1938, Greninger e Moorandian efetuaram estudos semelhantes aos de Ölander mas, desta vez, com ligas de Cobre e Zinco - Latão (CuZn). Observaram o desaparecimento e reaparecimento da estrutura cristalina martensítica com a variação da temperatura da liga [3].

As propriedades termoelásticas da fase martensítica voltam a ser reportadas por Kirdjumov e Khandros (1949), num estudo que evidenciou o efeito da variação térmica das ligas, conseguindo explicar o conceito da reversibilidade da transformação martensítica [16].

Contudo, o termo de *Shape Recovery* (em português, recuperação de forma) surge apenas no desenvolvimento dos estudos das ligas de Ouro e Cádmiio (AuCd), por Chang e Read (1951) [17].

Apesar de todas as descobertas e da evolução nos estudos das LMF, o maior marco da sua história ocorreu apenas em 1963, por William Buehle, que concretizou a definição e descrição concreta da capacidade de recuperação de forma das ligas de níquel e titânio (NiTi).

Ao cunhar o termo de efeito de memória de forma ao comportamento destas ligas, Buehler imortalizou o seu trabalho ao denominar as ligas que estudou de NiTiNOL sendo NiTi a fórmula química de Níquel e titânio e NOL, as siglas de *Naval Ordance Laboratory* (USA) - local onde os mesmos estudos foram realizados [14].

Contudo, os avanços tecnológicos no âmbito das ligas não superaram as grandes dificuldades técnicas da sua produção, encarecendo as LMF face a outros materiais

concorrentes. Consequentemente, o leque de comercialização e respetivas aplicações (maioritariamente nas áreas científicas) tem sido restrito, não potenciando ao máximo o seu desenvolvimento em áreas distintas, tais como a Engenharia Civil [18].

2.3.3. Transformação Martensítica

As propriedades das LMF são consequência da existência de uma transformação na sua estrutura atômica - por aplicação de tensão ou de variação de temperatura - denominada de transformação martensítica. Esta transformação permite alternar entre as duas fases que as LMF podem assumir (Figura 2.19):

- Fase Austenítica - *a)* – Caracterizada por uma elevada rigidez. Estável a temperatura mais altas, com uma estrutura microscópica cúbica e simétrica - Simples e organizada [3];
- Fase Martensítica – *b)* e *c)* – Fase de baixa rigidez e estável a temperaturas mais baixas, caracterizado por uma estrutura microscópica monoclinica – menos ordenada [3] .

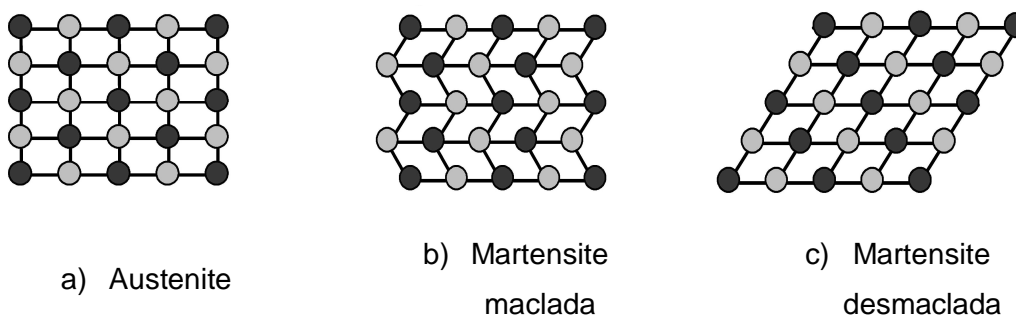


Figura 2.19 - Estrutura microscópica das LMF, por fase.

A transformação martensítica consiste na em transformar a fase Austenítica- estável a temperaturas altas e tensões baixas, numa uma fase estável a baixas temperaturas e níveis elevados de tensão, a Martensite [3].

Ao nível da estrutura microscópica, aquando da transformação martensítica, dá-se um rearranjo da estrutura atómica cristalina para uma configuração diferente mas com composição química igual. Sendo a transformação martensítica uma transformação reversível e sem difusão atómica – *i.e.*, os movimentos dos átomos são homogéneos e relativamente pequenos face à dimensão da malha cristalina – faz com que esta transformação possa ocorrer quase instantaneamente. [19]

Quando ocorre um arrefecimento da LMF, o material altera da fase austenítica para a fase a martensítica maclada – *i.e.*, a deformação dos átomos ocorre em simetria espelhada, sendo reversível pelo aquecimento do material.

Tal transformação de fase (*Austenite-Martensite*) é também verificada em ligas austeníticas solicitadas a um esforço axial que supere um valor de tensão crítico, a partir do qual a Austenite se torna instável [3].

Existem cinco temperaturas que são fundamentais para a definição do comportamento das LMF [3]:

- M_{Ts} e M_{Tf} – Temperatura de início (M_{Ts}) e final (M_{Tf}) da transformação *Austenite-Martensite*, denominada de transformação direta (exotérmica) que advém do arrefecimento da LMF. Com $M_{Ts} > M_{Tf}$, abaixo de M_{Tf} a LMF está completamente em Martensite.
- A_{Ts} e A_{Tf} - Temperatura de início (A_{Ts}) e final (A_{Tf}) da transformação *Martensite–Austenite*, transformação inversa (endotérmica) resultante do aquecimento da LMF. Com $A_{Ts} < A_{Tf}$, acima de A_{Tf} a LMF encontra-se por completo a fase austenítica;
- M_d – Temperatura superior a A_{Tf} , na qual a LMF perde as capacidades superelásticas e de memória e forma, passando a assumir um comportamento plástico genérico.

Considere-se o ciclo térmico retratado na Figura 2.20 com início no ponto 1, no qual a liga se encontra completamente austenítica.

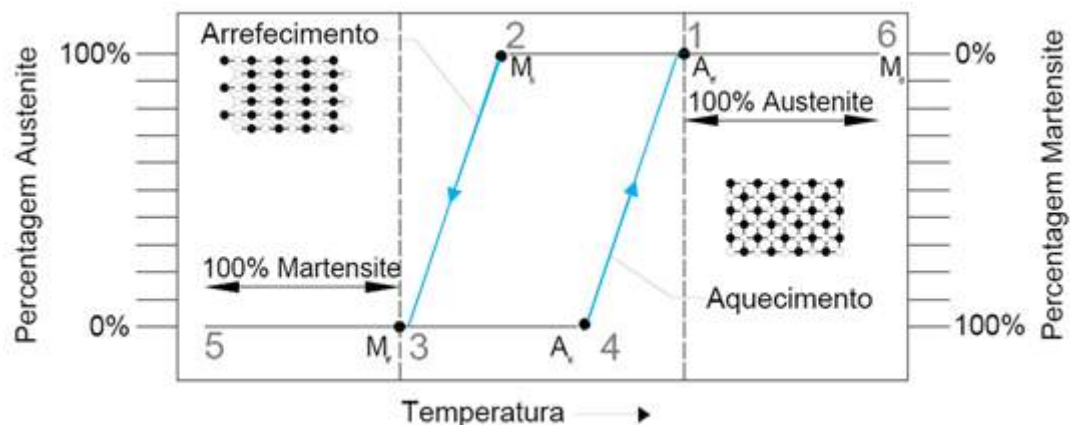


Figura 2.20 -Percentagem de fase de uma LMF solicitada com variação térmica.

Reduzindo a temperatura até atingir o ponto 2, dá-se início à transformação Austenite-Martensite (M_s). A partir deste ponto, a LMF começará a transformar a Austenite em martensite até esta última se tornar predominante - ponto 3 (M_f) - findando a transformação Austenite-Martensite.

Considerando o aquecimento da LMF no ponto 3, a trajetória segue pelo caminho 3-4-1, levando ao aparecimento de uma histerese térmica.

Não obstante, se a LMF for aquecida além da temperatura M_d (ponto 6) os efeitos de superelasticidade e memória de forma ficam suprimidos.

Na circunstância do ponto 5, a LMF encontra-se na fase de martensite maclada. Em condições isotérmicas, ao ser solicitada axialmente, esta sofre uma desmaclagem - i.e. microscopicamente, a estrutura cristalina deforma para o mesmo lado, desfazendo a configuração simétrica ortogonal da martensite maclada. Este fenómeno é consequência direta da característica da martensite em responder às solicitações pela alteração da sua rede cristalina através de movimentos dos limites maclados para posições que melhor se adaptam à tensão aplicada [3].

2.3.4. Efeito de memória de forma

Considere-se uma LMF com temperatura inferior a M_{Tf} (fase martensite maclada) da Figura 2.21.

Solicitando axialmente a liga, até determinada tensão, a liga exibe uma resposta elástica da martensite maclada – *ponto a*. Posteriormente a esse ponto, dá-se início a um processo de reorientação na sua estrutura cristalina coincidente com a direção da solicitação experimental – desmaclagem. O mecanismo de desmaclagem da martensite permite exibir um comportamento quase constante de tensão com o aumento da deformação até se atingir o instante em que a martensite se encontrar totalmente desmaclada – *trajetória a-b*.

Após a completa transformação da martensite maclada em desmaclada e com a continuação do carregamento, o material começa a exibir um comportamento elástico – *trajetória b-d* - até atingir o seu limite e se dar início à deformação plástica – *ponto d*.

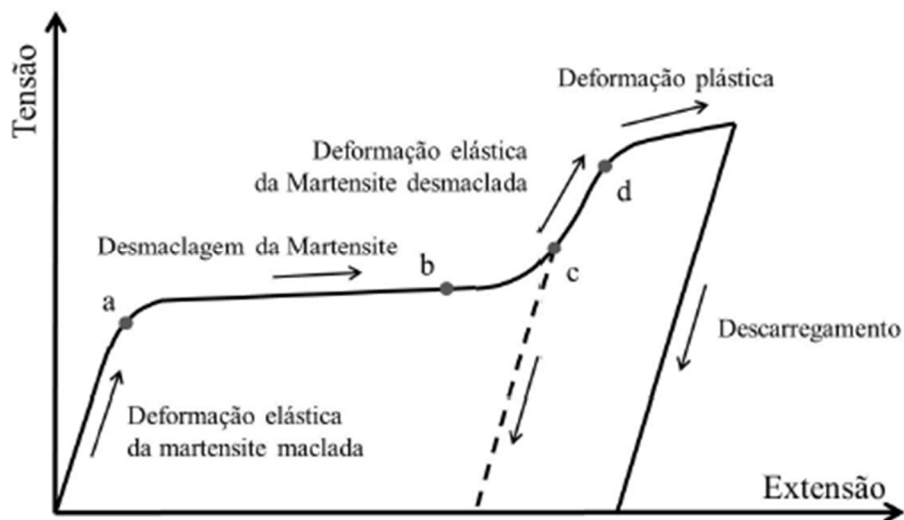


Figura 2.21 - Diagrama Tensão-Extensão - Efeito de memória de forma, retirado de [20].

Considerando a finalização do carregamento no *ponto c*, o descarregamento assume uma resposta elástica, similar á fase inicial (trajetória da origem até ao *ponto a*),

Com o completo descarregamento, a LMF exibirá elevados níveis de deformações residuais. No entanto, estas deformações são totalmente recuperáveis pelo aquecimento da liga até a uma temperatura superior a A_{Tf} .

A este fenómeno dá-se o nome de efeito de memória de forma [3].

Não obstante, existe a possibilidade de continuar o carregamento ultrapassando o *ponto d*. Nestas circunstâncias, mesmo que seja feito um descarregamento e posterior aquecimento da LMF, esta exibirá deformações residuais irreversíveis resultantes da sua deformação plástica.

Para que o efeito de memória de forma se repita, é necessário que a liga, após ser aquecida a uma temperatura superior a A_{Tf} , seja arrefecida até a uma temperatura inferior a M_{Tf} , dando-se início a um novo ciclo igual ao acima descrito.

Se o arrefecimento não ocorrer, a liga mantém-se austenítica e vigora o fenómeno de superelasticidade [21].

As alterações ao nível da estrutura cristalina de uma LMF martensítica solicitada a um ciclo de carga-descarga - com o ponto c da Figura 2.21 como ponto de alternância de carga/descarga - estão retratadas na Figura 2.22:

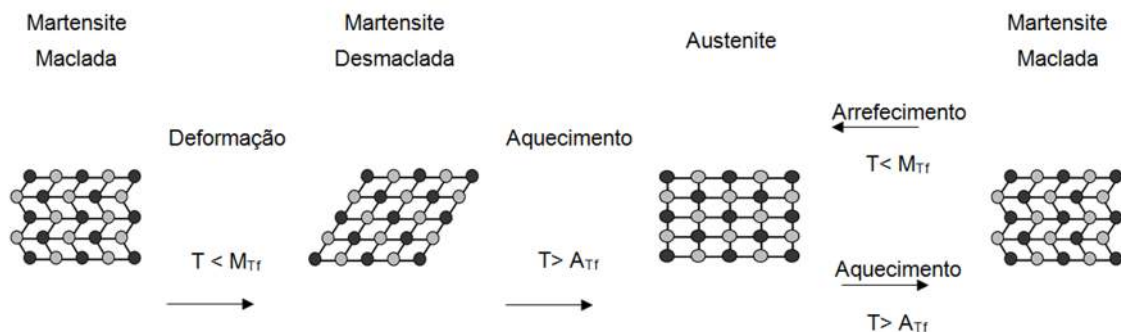


Figura 2.22 - Deformação microscópica do efeito de memória de forma - LMF Martensítica, adaptado de [3].

2.3.5. Efeito superelástico

A superelasticidade é um efeito muito interessante das LMF austeníticas. Para que a liga se encontre nesta fase o valor da sua temperatura terá que estar balizado ente A_{tf} e M_d (Com A_{tf} menor que M_d).

Quando solicitadas a um esforço axial, as ligas austeníticas experimentam deformações na sua rede cristalina, conforme retratado abaixo na Figura 2.23:

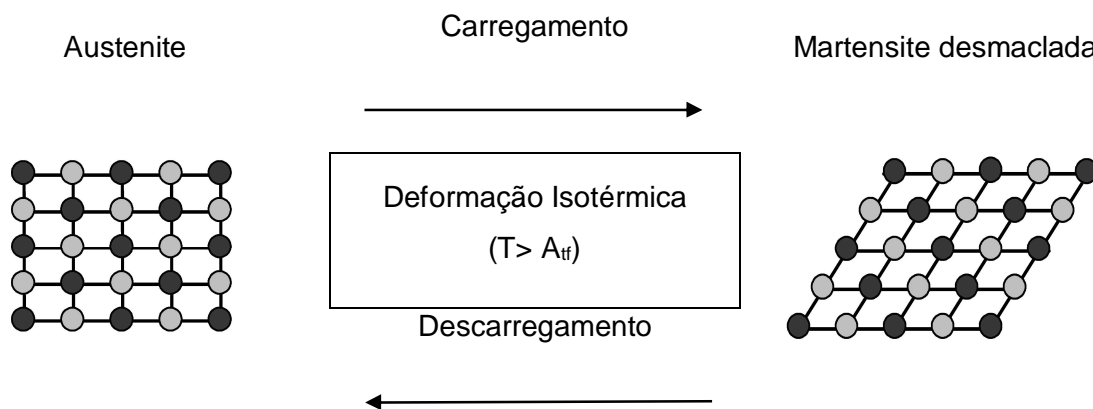


Figura 2.23- Deformação microscópica do efeito Superelástico - LMF Austeníticas, adaptado de [3].

Na definição da trajetória tensão-deformação de uma LMF austenítica, existem valores de tensão fundamentais para descrever o seu comportamento. Na Figura 2.24 está retratado a resposta superelástica de uma LMF:

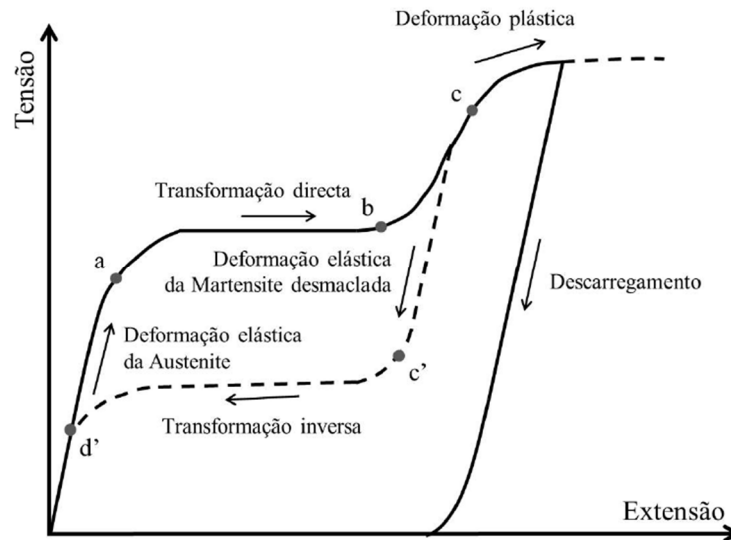


Figura 2.24 - Diagrama Tensão-Extensão - Efeito superelástico [20].

Iniciando uma sollicitação uniaxial isotérmica genérica, a liga austenítica deforma elasticamente até ao valor *a*, valor para o qual a Austenite se torna instável, este valor crítico representa a tensão para qual a LMF inicia a transformação exotérmica: Austenite-Martensite desmaclada, denominada de Transformação Direta.

Alcançando o *ponto c*, a martensite maclada irá assumir um comportamento plástico com a consequência de deformações residuais permanentes, após o descarregamento.

Seguindo a *trajetória b-c'*, a LMF irá descarregar elasticamente, ocorrendo a transformação inversa à do carregamento, por sua vez endotérmica (transformação inversa).

O percurso *a-b-c'-d'* define a capacidade histerética de dissipação de energia deste tipo de ligas.

2.3.6. Amortecimento

A energia que é absorvida ou libertada pelo material (dependendo da direção da transformação) é proporcional ao volume de martensite formada, atingido o seu valor máximo no ponto em que se finaliza a transformação direta [3].

A energia dissipada pode ser calculada com recurso ao diagrama Tensão-Deformação de uma LMF solicitada a um ciclo harmónico de tração e compressão (Figura 2.25)

A área delimitada pela histerese da LMF corresponde ao valor da energia dissipada – E_D . O valor da energia de deformação máxima, E_{S0} , é também importante para efeitos de calculo do amortecimento.

A capacidade de amortecimento da LMF é descrita enquanto elemento de amortecimento viscoso. Numa estrutura convencional, o amortecimento surge de uma combinação de diversos mecanismos de dissipação. É possível calcular um coeficiente de amortecimento viscoso equivalente para que a energia dissipada pela estrutura iguale a energia dissipada por todos os mecanismos de amortecimento integrantes da estrutura combinados [3].

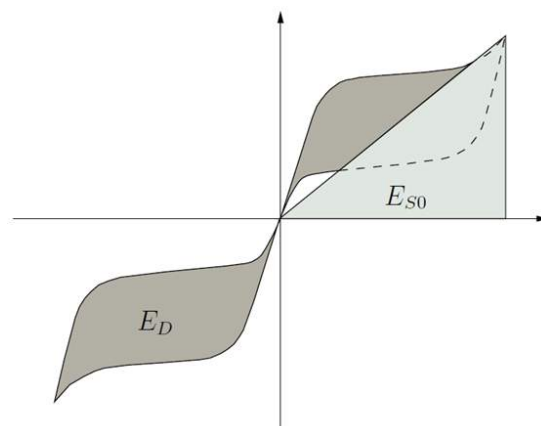


Figura 2.25 - Diagrama genérico Tensão-Deformação: Definição da energia dissipada E_D , e da energia de deformação máxima, E_{S0} [3].

Para calcular o amortecimento viscoso equivalente de um sistema excitado por uma força harmónica, é necessário obter o diagrama de Tensão-deformação para a

avaliação dos parâmetros necessários. Sabendo que a energia dissipada pelo sistema amortecedor é dada por:

$$E_D = \int f_D du \quad (11)$$

No qual se entende por f_D , a força de amortecimento (dada pelo produto do coeficiente de amortecimento, c com a velocidade do amortecedor, \dot{u}) e u , o deslocamento.

A energia da deformação máxima E_{s0} corresponde ao integral compreendido na Figura 2.25 dada por:

$$E_{s0} = k \frac{u_o^2}{2} \quad (12)$$

Com k representando a rigidez e u_o , o deslocamento máximo.

Sabendo que a vibração de um sistema com um só grau de liberdade provocada por uma força harmónica pode ser descrita por uma função que relaciona o valor máximo do deslocamento, u_o com o seno da frequência do sistema, ω com o tempo, t e o ângulo de fase, ϕ :

$$u(t) = u_o \sin(\omega t - \phi) \quad (13)$$

A energia dissipada E_D da Figura 2.25, fica definida por:

$$E_D = \int_0^{2\pi/\omega} (c\dot{u})\dot{u} dt = \pi c \omega u_o^2 \quad (14)$$

Sabendo que o coeficiente de amortecimento, ζ , e a frequência natural não amortecida, ω_n são dados por:

$$\zeta = \frac{c}{2m\omega_n} \quad (15)$$

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (16)$$

Onde m representa a massa do sistema.

A expressão de cálculo da energia dissipada pode ser escrita da seguinte forma:

$$E_D = \frac{4 \pi \zeta \omega}{\omega_n} E_{S0} \quad (17)$$

O coeficiente de amortecimento poderá ser escrito da seguinte forma:

$$\zeta = \frac{1}{4\pi} \frac{\omega_n}{\omega} \frac{E_D}{E_{S0}} \quad (18)$$

Note-se que se a energia dissipada for calculada para uma frequência igual à frequência natural da estrutura, o fator de amortecimento pode ser calculado de acordo com a seguinte equação [24]:

$$\zeta_{eq} = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{E_D}{E_{S0}} \right) \quad (19)$$

2.3.7. Liga NiTi

No âmbito da Engenharia Civil, a liga de memória de forma NiTiNOL (Níquel - Titânio) é a liga com melhor perfil de adaptabilidade aos ambientes e condições das suas possíveis aplicações na engenharia civil nomeadamente pela sua crescente estabilidade perante uma solicitação cíclica e a sua resistência à corrosão (provada pela sua utilização em dispositivos médicos cirúrgicos)[23].

Na Tabela 2.2 apresentam-se as principais características mecânicas das ligas de *NiTi* (austenítica e martensítica) comparando-as com o aço estrutural. De assinalar a capacidade de deformação até 8% comparativamente com os 0.2% do aço estrutural.

<i>Propriedade</i>	<i>Aço Estrutural convencional</i>	<i>NiTi (Martensite)</i>	<i>NiTi (Austenite)</i>
<i>Densidade (g/cm³)</i>	7.85	6.45	6.45
<i>Módulo de Elasticidade (GPa)</i>	200	24 – 41	30 – 83
<i>Coefficiente de Poisson</i>	0.27 – 0.30	0.33	0.33
<i>Tensão de cedência (MPa)</i>	248 – 517	70 – 140	195 – 690
<i>Tensão de Ruptura (MPa)</i>	448 – 827	895 – 1900	895 – 1900
<i>Extensão na Ruptura (%)</i>	20	5 – 50	5 – 50
<i>Deformação recuperável (%)</i>	0.20	8	8

Tabela 2.2 - Características mecânicas da LMF NiTi, adaptado de [3].

Características mecânicas

As características mecânicas das LMF austeníticas de *NiTi* foram retiradas da bibliografia, utilizando os resultados de testes uniaxiais efetuados em [3], que consistiram na solicitação, à tração, em cabos de *NiTi*.

Foram estudados dois tipos de cabos *NiTi*, com composições químicas (49% Ni e 51%Ti) e seções iguais (2.40mm de diâmetro):

- *Nitinol SE508* – do fornecedor *Euroflex-GmbH* – com uma taxa de deformação 0.067 %/segundo;

- *Nitinol S* – do fornecedor *Memory Metalle-GmbH* – com uma taxa de deformação de 0.020 %/segundo.

Estas duas LMF foram ensaiadas utilizando duas máquinas de tração uniaxiais:

- *Zwick/Roell Z050* no caso da *Nitinol SE508*;
- *Shimadzu Autograph*, no caso da *Nitinol S*.

Nitinol SE508



Figura 2.26- Zwick/Roell Z050 [4].

Nitinol S



Figura 2.27 - Shimadzu Autograph.

Os testes foram conduzidos a uma temperatura ambiente constante de 24°C, limitando a extensão dos cabos a 6.0%, de forma a garantir uma recuperação total das deformações experimentadas pelas LMF. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 2.28.

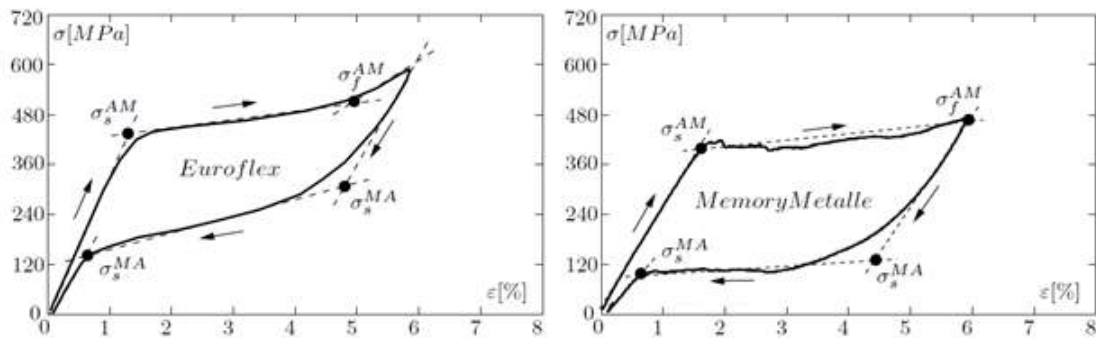


Figura 2.28 -Resultados de ensaio carga/descarga das LMF providenciadas pela EUROFLEX e MEMORY METALLE, retirado de [5].

Conforme explicado no capítulo referente ao Efeito superelástico, a histerese fica definida com a atribuição de quatro tensões que delineiam a trajetória de tensão-deformação da LMF, definido os patamares de carga (σ_i^{AM} e σ_f^{AM}) e descarga (σ_i^{MA} e σ_f^{MA}).

Analisando os gráficos obtidos nos estudos referidos e identificando as tensões críticas acima descritas, constata-se que os patamares de carga são limitados entre 400 e 600 MPa e o de descarga entre 120 e 140 MPa. Relativamente ao módulo de elasticidade, existem dois valores a ter em consideração [3]:

1. Fase austenítica- E_A :
 - a. Nitinol SE508: 35 GPa;
 - b. Nitinol S: 22.5 GPa.
2. Fase martensítica – E_M :
 - a. Nitinol SE508: 20 GPa;
 - b. Nitinol S: 19 GPa.

Estrutura cristalina

Nas ligas de memória de forma, os efeitos de superelasticidade e de memória de forma, estão amplamente ligados à sua estrutura cristalina e às suas possíveis transformações

Conforme exposto anteriormente, a microestrutura da LMF altera consoante a fase em que a liga se encontra.

Idealmente, um cristal é constituído por uma repetição - infinita no espaço - de unidades estruturais idênticas.

Microscopicamente um cristal é classificado de acordo com a identificação da sua simetria intrínseca [3].

Um grupo de átomos compõe uma base cristalina que, ao ser periodicamente repetida na rede, forma uma estrutura cristalina.

Tome-se o exemplo de uma rede com duas bases formando uma estrutura cristalina:

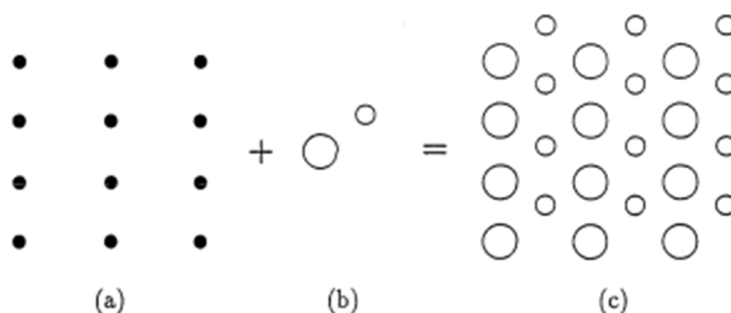


Figura 2.29 - Estrutura cristalina (c) é formada pela adição de uma base cristalina (b) a cada um dos pontos da rede (a), retirado de [25].

De forma a definir a rede cristalina é utilizado um sistema axial de três eixos [3].

Unindo os pontos da rede é possível obter espaços geometricamente bem definidos denominados de células unitárias – definidas pelos comprimentos a , b e c (parâmetros da rede) e pelos respectivos ângulos α , γ e β [25].

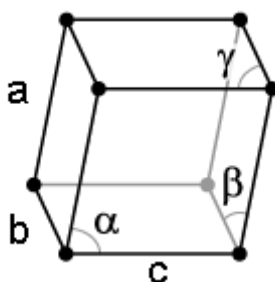


Figura 2.30 - Parâmetros a , b e c com os respectivos ângulos α , γ e β , adaptado de [25].

Considerando a liga NiTi, cada átomo de Níquel possui oito átomos de Titânio na sua vizinhança e vice-versa. A posição relativa dos átomos de Níquel e Titânio da célula

unitária cristalina é mantida mesmo com deformações consideráveis, este fenômeno constitui o principal fator para a exibição do efeito de memória de forma [3].

No caso da Austenite (alta temperatura) a liga assume uma estrutura cúbica de corpo centrado, também denominada de *B2* (Figura 2.31) com $a = b = c = 0.3015 \text{ nm}$ e $\alpha = \gamma = \beta = 90^\circ$.

A fase martensítica (baixa temperatura) assume uma estrutura monoclinica *B19* (Figura 2.32), com $a = 0.2889 \text{ nm}$, $b = 0.4210 \text{ nm}$, $c = 0.4622 \text{ nm}$ e $\beta = 96.8^\circ$ [26].

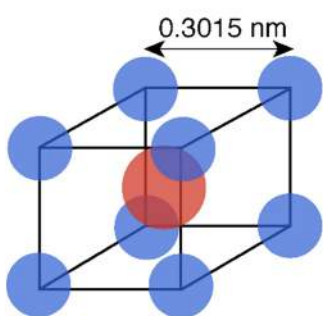


Figura 2.31- Austenite, estrutura B2.

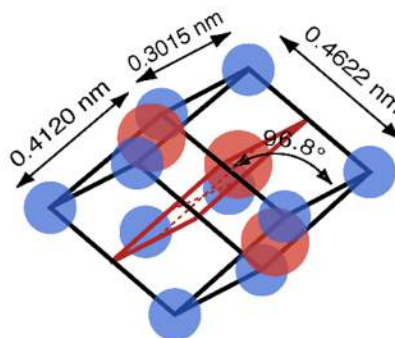


Figura 2.32 - Martensite, estrutura B19.

Temperaturas de transformação

Para a definição das temperaturas das transformações de fase, é utilizado o método de *Calorimetria Diferencial de Varrimento (CDV)*. Este método consiste numa análise termo analítica, na qual os incrementos de calor necessários para aumentar a temperatura são medidos em função de uma temperatura de referência [24].

A amostra e a referência são mantidas aproximadamente à mesma temperatura durante o ensaio. Quando a amostra ensaiada experimenta uma transformação física – transformação de fase – vai necessitar de uma variação do fluxo calorífico diferente do fluxo da referência, de forma a manter-se à mesma temperatura que esta última [3].

A variação deste fluxo, sendo maior ou menor, diz respeito à transformação em vigor no instante da variação. Desta forma, é possível uma clara distinção entre a transformação exotérmica (transformação direta) e a endotérmica (transformação inversa) [24].

Na Figura 2.33 está retratado um resultado experimental do ensaio CDV das ligas de NiTiNOL:

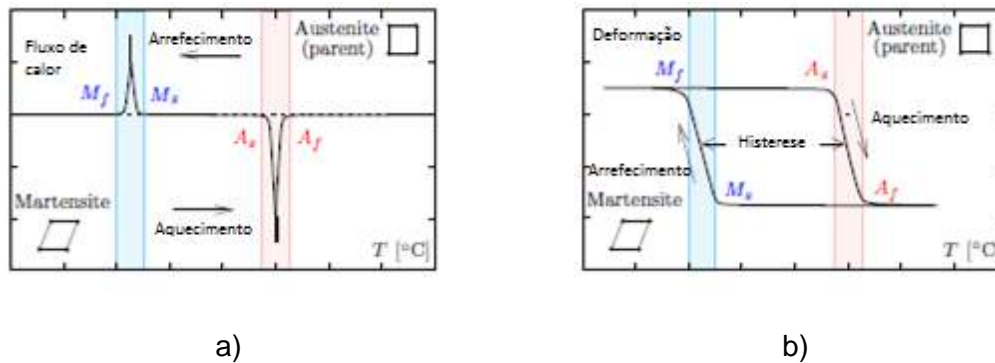


Figura 2.33 - Resultados CDV: a) Fluxo de calor vs. Temperatura (T [°C]); b) Deformação vs. Temperatura (T [°C]) [3]

Para a definição das temperaturas de transformação de fase, foi utilizado um instrumento de medição térmica SETARAM-CDV92.

O resultado do teste remeteu para as seguintes temperaturas [3]:

- Martensite: $M_{Ts} = -35$ °C e $M_{Tf} = -45$ °C;
- Austenite: $A_{Ts} = -15$ °C e $A_{Tf} = -5$ °C.

3. Sistema de controlo passivo de encurvadura

3.1. Introdução

Com a intenção de controlar a encurvadura numa peça esbelta foi desenvolvido um sistema que utiliza as LMF como principais elementos de controlo.

No que toca às LMF, a superelasticidade surge como a característica mais interessante a aplicar no controlo passivo.

O elemento de partida do estudo consiste numa coluna de secção retangular em alumínio. Posteriormente, foi adicionado um sistema com desviadores e cabos de LMF (*NiTi*), com o intuito de controlar a encurvadura da coluna e promover a dissipação de energia do sistema.

O sistema consiste numa coluna de alumínio com um comprimento de 500 mm e de secção transversal com $15 \times 2 \text{ mm}^2$, simplesmente apoiada nos dois extremos, a qual foi restringida lateralmente por dois cabos de LMF *NiTi*, com uma secção transversal circular de 0.406 mm de diâmetro (Figura 3.1).

De forma a potenciar a limitação de movimentos laterais, foram colocados distanciadores com roldana a meia altura da coluna, no sentido do menor momento de inercia, com comprimentos totais de 36 e 52 mm (*d36* e *d52* respetivamente).

Os cabos de LMF, que constituem o sistema de controlo de encurvadura, ao serem colocados na coluna foram pré-tensionados, de forma responderem imediatamente à solicitação imposta, potenciando o desenvolvimento da transformação martensítica.

A pré-tensão foi aplicada através da colocação alternada dos cabos com a coluna numa configuração deformada, promovendo tensão nos cabos quando a coluna se encontra na posição indeformada. No entanto, de forma a minimizar o efeito da pré-tensão dos

cabos na resistência à encurvadura intrínseca da coluna, estes foram tensionados com valores distintos entre si.

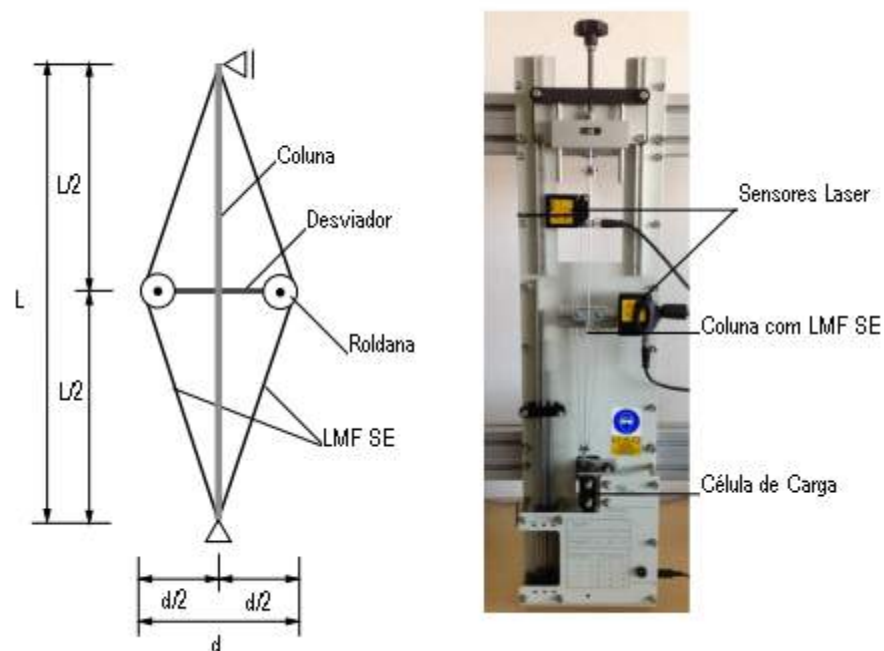


Figura 3.1 – Modelo proposto dotado de controlo de encurvadura

3.2. Descrição dos ensaios experimentais

Nesta secção, é apresentada a configuração experimental da coluna simples bem como a da coluna controlada com cabos de LMF.

Os dois sistemas (não controlado e controlado) são analisados, obtendo-se resultados experimentais associados aos dois sistemas e também resultados obtidos por numéricos.

As colunas estudadas são simplesmente apoiadas e experimentam uma solicitação axial de incrementos de compressão até se atingir a carga de instabilidade.

O ensaio foi executado com o auxílio do aparelho *TecQuipment (STR12)*, composto por um mecanismo manual de introdução de carga e respetiva célula de carga de 500 N.

Para além do controlo do valor da carga, foram dispostos dois sensores laser da *Baumer* (modelo *OADM20I4560-S14C*) com dois objetivos:

- Monitorizar o deslocamento vertical, colocado no topo da coluna de alumínio;
- Monitorizar o deslocamento horizontal a meia altura da coluna.

A célula de carga e os leitores laser estão ligados a uma plataforma de controlo e aquisição de sinal da *National Instruments, NI SCXI-1314*.

Relativamente ao sistema de controlo, foi utilizado um conjunto de desviadores dotados de roldanas colocados a meia altura da coluna, com um comprimento total de 36 mm (*d36*) e 52 mm (*d52*). Os cabos de LMF foram fixos com cerra-cabos nas extremidades da coluna, deslizando livremente nos desviadores.

Na Figura 3.2 estão ilustradas graficamente as configurações utilizadas no estudo do controlo passivo de encurvadura das colunas analisadas.

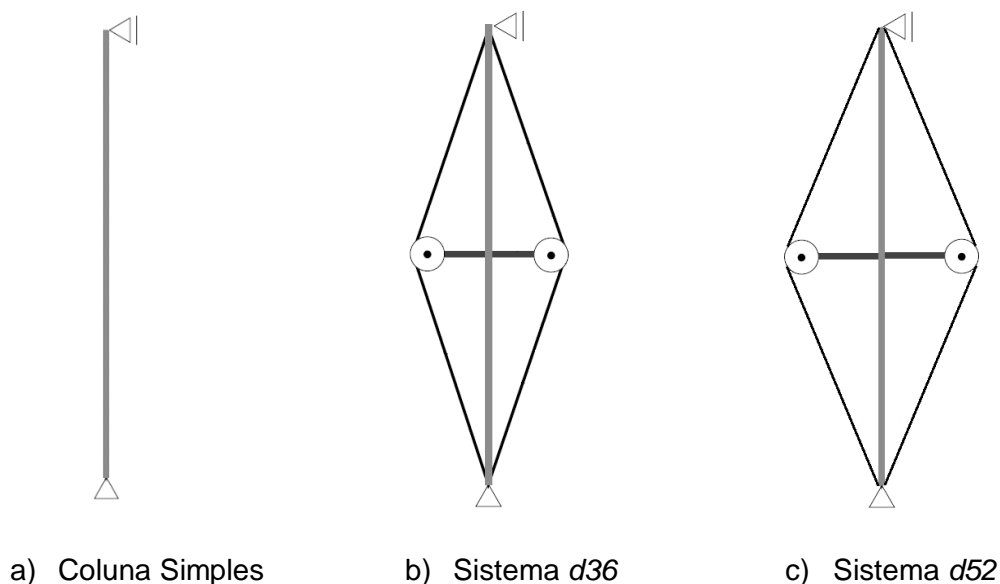


Figura 3.2 - Configurações utilizadas nos ensaios.

3.3. Caracterização analítica – modelo numérico

Nesta seção são apresentadas e desenvolvidas formulações analíticas que permitem simular o comportamento dos sistemas, tendo em consideração a geometria e o comportamento não linear das LMF.

O modelo numérico, depois de validado, permite estudar soluções de controlo de encurvadura baseadas neste princípio, em modelos diferentes (de maior escala, por exemplo). De maneira a ser possível tal análise, é importante definir parâmetros intrínsecos ao comportamento mecânico das LMF que deverão funcionar em conjunto com as equações que definem o equilíbrio de forças dos sistemas $d36$ e $d52$.

3.3.1. Geometria

Relativamente à coluna não controlada, esta representa o clássico problema de Euler: coluna com iguais condições de apoio nos seus extremos, solicitada a uma carga axial crescente P que, ao atingir um valor crítico, faz a coluna instabilizar no eixo de menor inércia, encurvando.

No entanto, há que ter em consideração que o fenómeno de encurvadura se inicia antes da coluna atingir o valor da carga crítica, devido à presença de imperfeições.

Considerando os sistemas controlados ($d36$ e $d52$, **Error! Reference source not found.**), a geometria toma uma importância extrema pois nela reside a relação entre a carga axial aplicada e a consequente força de restituição devida aos pelos cabos de LMF.

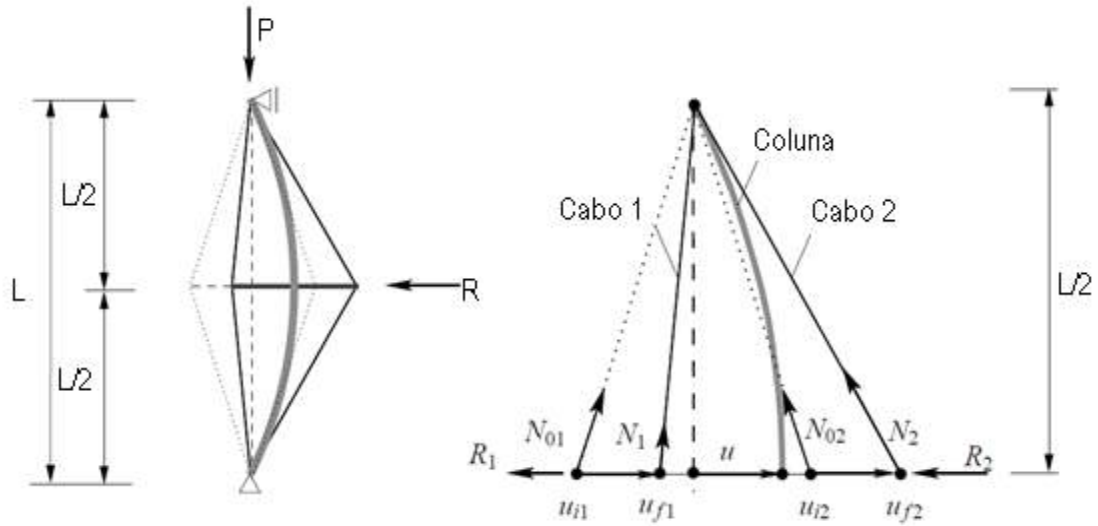


Figura 3.3 - Diagrama de corpo livre do sistema de controlo com cabos de LMF - d36 e d52.

De acordo com a **Error! Reference source not found.**, a deformação unitária no cabo i , produzida por um deslocamento u , é aproximadamente [13]:

$$\varepsilon_i \approx \frac{2(u_{f,i}^2 - u_{i,i}^2)}{l^2} \quad (20)$$

Onde $u_{f,i}$ e $u_{i,i}$ representam os valores da posição final e inicial do cabo i face à posição indeformada, e l é o comprimento da coluna.

A força N_i no cabo tensionado é dada por:

$$N_i = N_{0,i} + \sigma_i(\varepsilon_i)A_c \quad (21)$$

Em que $N_{0,i}$ é o valor da tensão pré-instalada no cabo i e A_c representa a respetiva área da secção transversal.

Relativamente à força de restituição experimentada pelo cabo:

$$R_i = \frac{4N_{0,i}}{l}(u_{f,i} - u_{i,i}) + \frac{8E_c(\varepsilon_i)A_c}{l^3}(u_{f,i}^3 - u_{i,i}^3) \quad (22)$$

Sendo E_c o módulo de elasticidade do cabo i .

Considerando de novo a **Error! Reference source not found.** é de notar o facto do sistema ser composto por dois cabos a funcionar em oposição de força. Quando a coluna sofre um deslocamento lateral a meio vão, um dos cabos é tracionado ($N_2 > N_{0,2}$) enquanto o outro cabo sofre uma diminuição de esforço de tração ($N_{0,1} > 1$). Desta forma, a força de restituição terá que considerar obrigatoriamente um valor ponderado resultante do balanço entre a força de restituição do cabo 1 (R_1) e do cabo 2 (R_2).

Este resultado é consequência do deslocamento que irá provocar uma força contrária (de restituição) num dos cabos (neste caso, R_2) e simultaneamente promover o surgimento de uma força que acentua o deslocamento em vez de o contrariar (R_1), dependendo sempre do valor da tensão instalada.

3.3.2. Modelo Constitutivo das Ligas de memória de forma austeníticas

Como consta no capítulo do fundamento teórico da caracterização mecânica das LMF austeníticas, o comportamento cíclico deste tipo de ligas está associada à superelasticidade.

O comportamento superelástico está dependente de fatores que alteram a fase da LMF e consequente a resposta instantânea, tais como a tensão e deformação instalada, bem como a temperatura a que se encontra a liga. Como consequência, o valor do módulo de elasticidade vai variar, influenciando o seu comportamento.

Para que seja elaborado um modelo constitutivo é necessário a definição de leis que representem o comportamento do material. Estes modelos compreendem geralmente [3]:

- Lei de comportamento mecânico;
- Lei de transformação cinética;
- Lei de Balanço energético.

Com o intuito de simular a resposta das LMF nos sistemas de controlo passivo, é proposto um modelo constitutivo que utiliza uma lei mecânica em paralelo com distribuições de fase, emparelhada com leis cinéticas e uma equação de balanço energético.

Existem diversas abordagens acerca da resposta das LMF, neste caso admitiu-se um esquema de *Voight*, com distribuição das fases em paralelo, como ilustrado na Figura 3.4 [3]:



Figura 3.4 - Modelo mecânico das LMF, esquema de Voight. Retirado de [3].

Considerando a transformação martensítica, é possível estabelecer um conjunto de equações utilizando leis cinéticas que relacionam parâmetros do material β^{AM} e β^{MA} com a evolução temporal da fração martensítica ξ na transformação direta e inversa, respetivamente [27] :

$$\dot{\xi}^{AM} = \beta^{AM}(1 - \xi^{AM}) \frac{\dot{\sigma}}{(\sigma - \sigma_f^{AM})^2} \quad (23)$$

$$\dot{\xi}^{MA} = \beta^{MA}\xi^{MA} \frac{\dot{\sigma}}{(\sigma - \sigma_f^{MA})^2} \quad (24)$$

Na Figura 3.5 está representado o diagrama de fase e histerese correspondente.

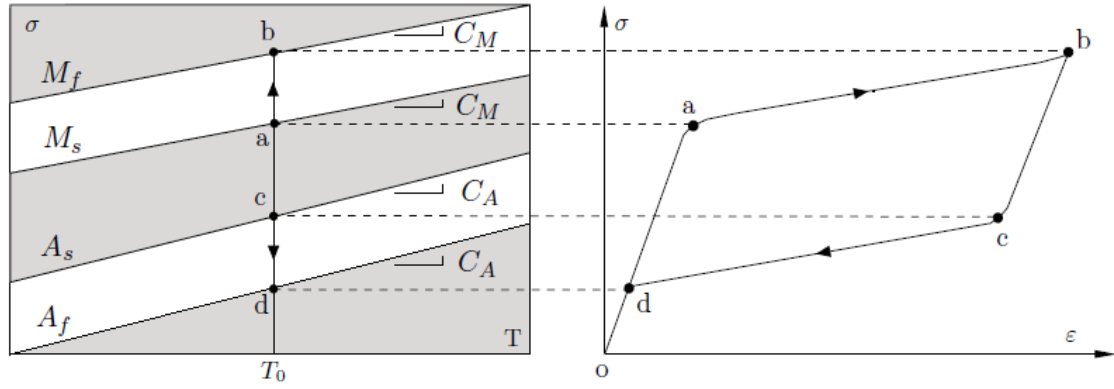


Figura 3.5 - Comportamento superelástico isotérmico (T_0): Diagrama de fase e correspondente histerese. Adaptado de [3].

Os valores de tensão das transformações Austenite-Martensite, σ_i^{AM} (a) e σ_f^{AM} (b) Martensite-Austenite, σ_i^{MA} (c) e σ_f^{MA} (d) são obtidos por funções lineares que definem os limites de cada fase:

$$\sigma_i^{AM} = C_M(T - M_i) \quad (25)$$

$$\sigma_f^{AM} = C_M(T - M_f) \quad (26)$$

$$\sigma_i^{MA} = C_A(T - A_i) \quad (27)$$

$$\sigma_f^{MA} = C_A(T - A_f) \quad (28)$$

Em que M_i, A_i, M_f e A_f são as temperaturas de início e de fim das transformações martensítica e austenítica.

Os valores de C_M e C_A são os parâmetros intrínsecos do material que definem a relação entre a temperatura e a tensão crítica à qual ocorre a transformação martensítica, assumindo o mesmo valor para todas as temperaturas. Este valor é designado por *Coefficiente de Clausius-Clapeyron* (CCC ou α_{CC}) [3]:

$$\frac{d\sigma_M}{dT} = C_M; \frac{d\sigma_A}{dT} = C_A \quad (29)$$

Conforme a Figura 3.6, estes coeficientes definem a inclinação das linhas que limitam as bandas de transformação das LMF ($d\sigma/dT$).

O módulo de elasticidade a cada instante da solicitação depende da fase em que se encontra a LMF. Por esse motivo, o módulo de elasticidade E é obtido através da fração de transformação martensítica e dos respectivos módulos de elasticidade (fase martensítica E_M e fase austenítica E_A), resultando na equação [27]:

$$E(\xi) = \xi(E_M - E_A) + E_A \quad (30)$$

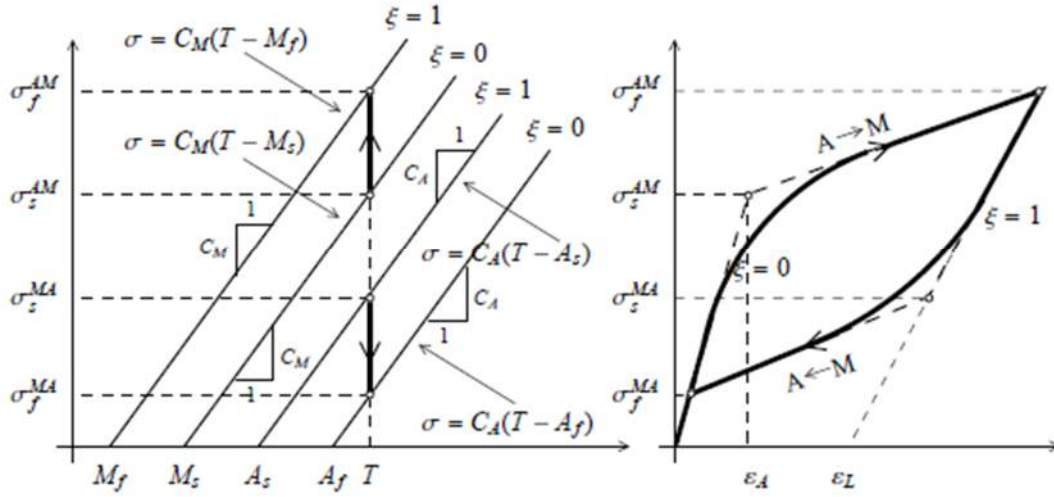


Figura 3.6 - Diagrama de fase Temperatura-Tensão: Transformação direta (A-M) e Transformação inversa (M-A), retirado de [3]

A dissipação de energia do material é limitada pelo seu mecanismo de convecção. Quando o material sofre um rápido ciclo dinâmico, existe um desequilíbrio interno entre a energia gerada e dissipada, causando alterações na temperatura do material.

De forma a considerar o fenómeno acima descrito, é necessário uma lei que defina o equilíbrio térmico da LMF, em paralelo com as leis cinéticas e mecânicas:

$$\dot{T} = -\frac{\bar{h}A(T - T_0)}{\rho c V} + \frac{c_L \dot{\xi}}{c_m} + \frac{\dot{W}}{\rho c} \quad (31)$$

Na equação (31) encontra-se formulada a relação entre a temperatura de referência ambiente T_0 ; a área da superfície do material A ; o coeficiente de transferência de calor \bar{h} , o calor latente de transformação c_L , a densidade do material ρ , o calor específico do material c_m e a parcela da evolução da dissipação de energia \dot{W}

A dissipação de energia \dot{W} pode ser obtida através da análise da derivada de pequenos incrementos de extensão à medida do desenvolvimento da transformação conforme indicado na Figura 3.7 [3].

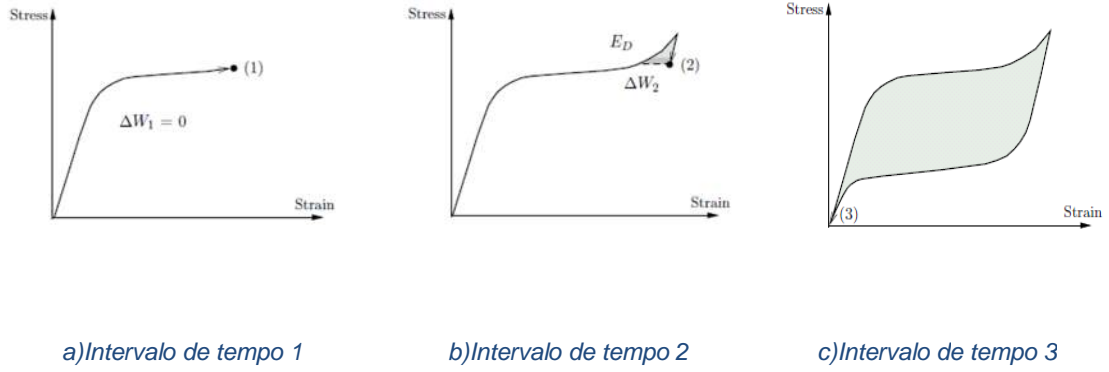


Figura 3.7 - Método de cálculo de \dot{W} , Adaptado de [3].

Combinando a parcela de deformação elástica com a energética e a de balanço energético, obtemos a equação que governa a evolução das tensões, em função da fração de transformação martensítica:

$$\dot{\sigma} = E(\xi)\dot{\epsilon} + H(\xi)\dot{\xi} + \theta\dot{T} \quad (32)$$

Na qual $H(\xi)$ é dado por:

$$H(\xi) = (E_M - E_A)(\epsilon - \epsilon_L\xi) - \epsilon_L E(\xi) \quad (33)$$

Em que θ é o coeficiente de expansão térmica. Utilizando as equações acima descritas podemos definir:

$$\dot{\xi}^{AM} = \frac{\beta^{AM}(1 - \xi^{AM})(E\dot{\epsilon} + \theta\dot{T})}{(\sigma - \sigma_f^{AM})^2 - \beta^{AM}(1 - \xi^{AM})H} \quad (34)$$

$$\dot{\xi}^{MA} = \frac{\beta^{MA}\xi^{MA}(E\dot{\epsilon} + \theta\dot{T})}{(\sigma - \sigma_f^{MA})^2 - \beta^{MA}\xi^{MA}H} \quad (35)$$

Com o uso das equações acima apresentadas, é possível obter um modelo numérico fiel à resposta superelástica de uma LMF. O algoritmo de cálculo do modelo é apresentado adiante.

3.3.3. Leis governativas da encurvadura do modelo controlado

Como simplificação da análise da carga de encurvadura aquando de uma solicitação axial compressiva dos elementos *d36* e *d52*, é adotado um sistema equivalente a uma coluna, com rigidez à flexão $E_c I_c$, com extremidade rotuladas e estando dotada de uma restrição elástica a meia altura ($x = 0.5l$) representada por uma mola lateral de rigidez c , conforme indica a Figura 3.8.

Dividindo a coluna em dois elementos a meia altura cada (segmento 1 e 2 da Figura 3.9), a encurvadura é governada pela equação [6]:

$$\frac{d^4 w_i}{dx^4} + \alpha \frac{d^2 w_i}{dx^2}, \quad i = 1, 2 \quad (36)$$

Em que $x = \frac{\bar{x}}{l}$, $w = \frac{\bar{w}}{l}$ e $\alpha = \frac{P_{cr} l^2}{EI}$.

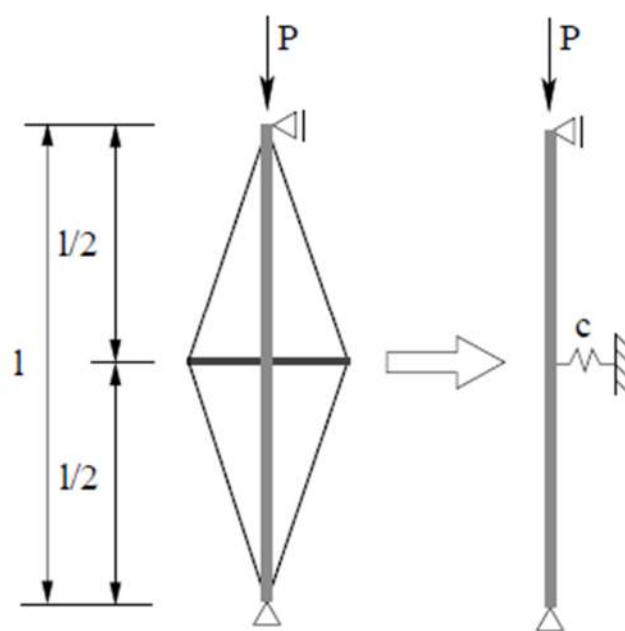


Figura 3.8 - Simplificação do modelo controlado: Coluna com mola a meia altura de rigidez c .

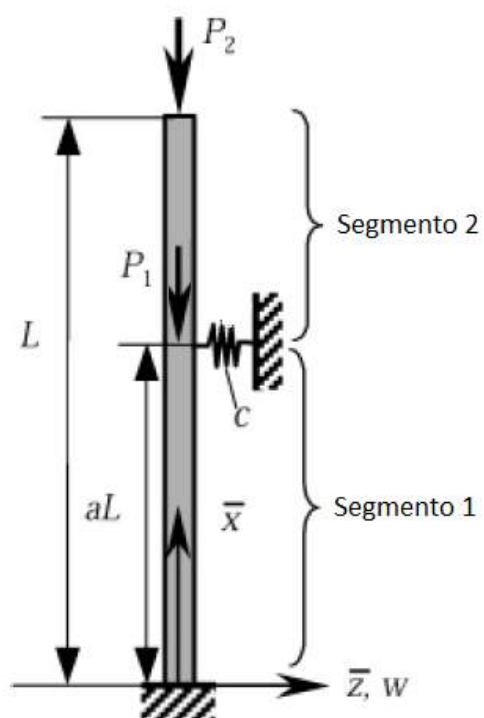


Figura 3.9 - Segmentos a considerar na análise da encurvadura dos sistemas de controlo, adaptado de [6].

Assumindo que ambos os segmentos (1 e 2) se encontram em compressão, ou seja $P_2 > 0$ e $P_1 + P_2 > 0$ (Figura 3.9) obtém-se a solução geral [6]:

$$w_1 = B_1 \sin(\sqrt{\alpha}x) + B_2 \cos(\sqrt{\alpha}x) + B_3x + B_4 \quad 0 \leq x < 0.5 \quad (37)$$

$$w_3 = C_1 \sin(\sqrt{\alpha}x) + C_2 \cos(\sqrt{\alpha}x) + C_3x + C_4 \quad 0.5 \leq x \leq 1 \quad (38)$$

Onde C_i e B_i são constantes.

Igualando as equações 37 e 38 no ponto de continuidade $x=0,5$ e resolvendo o sistema de equações, obtém-se [6]:

$$w_1(0.5) - w_2(0.5) = 0 \quad (39)$$

$$\left[\frac{dw_1}{dx} \right]_{x=0.5} - \left[\frac{dw_2}{dx} \right]_{x=0.5} = 0 \quad (40)$$

$$\left[\frac{d^2w_1}{dx^2} \right]_{x=0.5} - \left[\frac{d^2w_2}{dx^2} \right]_{x=0.5} = 0 \quad (41)$$

$$\left[\frac{d^3w_1}{dx^3} + \alpha \frac{dw_1}{dx} \right]_{x=0.5} - \left[\frac{d^3w_2}{dx^3} + \alpha \frac{dw_2}{dx} \right]_{x=0.5} + kw_1(0.5) = 0 \quad (42)$$

Na qual $k = \frac{cl^3}{EI}$ representa a rigidez da mola do sistema simplificado.

Resolvendo as equações obtém-se um conjunto de equações homogêneas, expressas nas constantes B_i [6]:

$$B_1 = -\frac{k}{0.5\sqrt{\alpha}} \cos(0.5\sqrt{\alpha}) [C_1 \sin(0.5\sqrt{\alpha}) + C_2 \cos(0.5\sqrt{\alpha}) + 0.5C_3 + C_4] \quad (43)$$

$$B_1 = \frac{k}{0.5\sqrt{\alpha}} \sin(0.5\sqrt{\alpha}) [C_1 \sin(0.5\sqrt{\alpha}) + C_2 \cos(0.5\sqrt{\alpha}) + 0.5C_3 + C_4] \quad (44)$$

$$B_3 = \frac{k}{\alpha} [C_1 \sin(0.5\sqrt{\alpha}) + C_2 \cos(0.5\sqrt{\alpha}) + C_3(0.5 + \frac{\alpha}{k}) + C_4] \quad (45)$$

$$B_4 = -\frac{0.5k}{\alpha} [C_1 \sin(0.5\sqrt{\alpha}) + C_2 \cos(0.5\sqrt{\alpha}) + 0.5C_3 + C_4(1 - \frac{\alpha}{0.5k})] \quad (46)$$

Analisando as equações obtidas admite-se que o problema da encurvadura do sistema tem constantes B_i obtidas em função das constantes C_i ($i=1, 2, 3, 4$).

No entanto, utilizando duas condições de fronteira das extremidades da coluna, obtém-se uma equação de valores próprios [6]:

$$[A][c] \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{42} & a_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (47)$$

Calculando o determinante da matriz $[A]$ obtém-se o critério de estabilidade, considerando a coluna rotulada em ambos os extremos [6][5]:

$$\cos^2(0.5 \sqrt{\alpha}) - \cos(\sqrt{\alpha}) - (0.25 - \frac{\alpha}{k}) \sqrt{\alpha} \sin(\sqrt{\alpha}) = 0 \quad (48)$$

Através da equação 48 torna-se claro que o parâmetro de carga crítica ($\sqrt{\alpha}$) Está dependente da rigidez da mola intermédia (k).

De notar que no modelo simplificado, a mola que simula a rigidez introduzida pelos cabos de LMF, se encontra precisamente no nó correspondente ao ponto de inflexão da configuração do segundo modo de encurvadura da coluna simples (Figura 3.10).

Como tal, existe uma rigidez crítica da mola para a qual o elemento encurva imediatamente na configuração do seu segundo modo.

De acordo com [6], para uma coluna rotulada-rotulada com uma restrição elástica a meia altura, a rigidez crítica é de $k=157.9$, com um parâmetro de carga crítica de encurvadura associado $\sqrt{\alpha} = 6.283$.

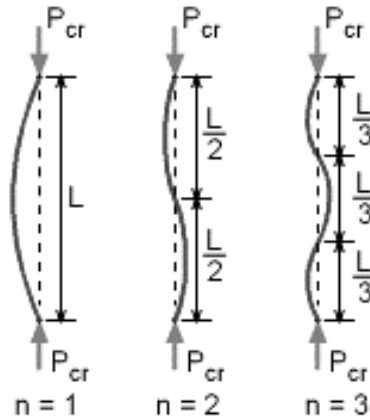


Figura 3.10 – Três primeiros modos de encurvadura – Coluna de Euler simples, adaptado de [6]

3.3.4. Influência das Imperfeições

Para que seja possível definir o comportamento de encurvadura da coluna, é necessário ter em conta as imperfeições deste tipo de elementos.

Conforme já explicado no capítulo de fundamento teórico, as colunas são propensas a diversos tipos de imperfeições, que deverão ser consideradas na análise da sua instabilidade.

Assumindo que a coluna apresenta uma deformada inicial (para $P=0$), a equação que define a configuração do modo crítico de encurvadura em função de ε_0 – parâmetro que caracteriza o grau de imperfeição da coluna é dado por [7]:

$$w_0(x) = \varepsilon_0 \sin\left(\frac{\pi x}{l}\right) \quad (49)$$

A equação que define a trajetória do equilíbrio de pós-encurvadura, considerando δ enquanto deslocamento lateral da coluna, é dada por [7]:

$$P = P_{cr} \frac{\left(\frac{\delta}{l}\right) + \left(\frac{\pi^2}{8}\right)\left(\frac{\delta}{l}\right)^3}{\left(\frac{\delta}{l}\right) + \left(\frac{\varepsilon_0}{l}\right)} \quad (50)$$

3.3.5. Resolução do modelo numérico

No que toca à coluna não controlado, o comportamento à aplicação de uma carga uniaxial de compressão é baseado na equação do comportamento de pós-encurvadura que considera a carga de instabilidade e as suas propriedades geométricas e mecânicas, possibilitando implementar um algoritmo de forma a resolver o modelo numérico da coluna simples. Para tal, foi analisada a coluna tendo em conta o comportamento do diagrama Força-Deslocamento lateral a meio vão.

O seu algoritmo poderá ser resumido aos seguintes passos:

1. Dados iniciais:
 - a. Propriedades geométricas e mecânicas da coluna;
 - b. Cálculo da carga de instabilidade da coluna – Carga de Euler;

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 E_c I_c}{l^2} \quad (51)$$

- c. Estabelecimento das condições iniciais de deslocamento e imperfeições iniciais da coluna, bem como o deslocamento alvo a atingir;
2. Imposição dos deslocamentos a considerar;
3. Cálculo da trajetória de equilíbrio da coluna imperfeita com deformação inicial (trajetória de pós-encurvadura).

Desta forma, é possível obter a trajetória do andamento força *versus* deslocamento horizontal a meia altura da coluna:

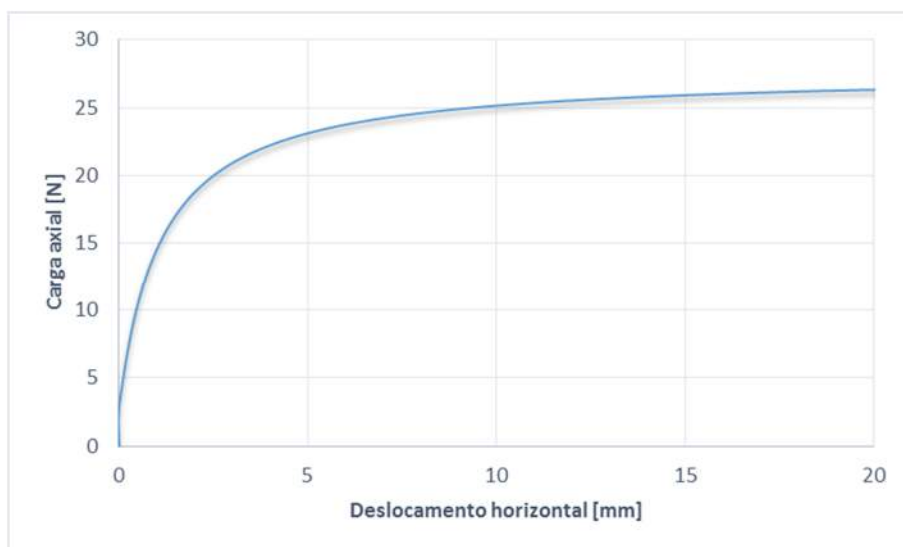


Figura 3.11- Modelo numérico - Coluna Simples

Considerando o modelo dotado de controlo passivo, foi feita uma análise semelhante à da coluna simples com o acréscimo das particularidades geométricas e mecânicas inerentes a este sistema.

Na Tabela 3.1 são apresentados os valores dos parâmetros da LMF utilizados no modelo constitutivo do material [28].

Parâmetros do modelo constitutivo - LMF		
$\beta^{AM} = \beta^{MA} = 1 \times 10^{-6}$	$\rho = 6500 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$	$c_L = 12914 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1}$
$c_p = 500 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$	$\bar{h} = 35 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$	$\theta = 6 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$
$E_A = 30000 \text{ MPa}$	$E_M = 21000 \text{ MPa}$	$M_f = -30 \text{ }^\circ\text{C}$
$M_i = -25 \text{ }^\circ\text{C}$	$A_s = -20 \text{ }^\circ\text{C}$	$A_f = -5 \text{ }^\circ\text{C}$
$C_M = 6.5 \text{ MPa} \cdot \text{K}^{-1}$	$C_A = 6.5 \text{ MPa} \cdot \text{K}^{-1}$	$e_L = 0.025$

Tabela 3.1 – Parâmetros da LMF a utilizados no modelo numérico

O algoritmo do modelo numérico assenta num processo de cálculo iterativo das equações apresentadas no presente capítulo, consistindo na avaliação de:

1. Tensão nos cabos e a respetiva força de restituição calculada para cada incremento de deslocamento;

2. Módulo de elasticidade dos cabos, atualizado de acordo com a respetiva fração martensítica;
3. Uma vez calculada a força de restituição - para determinado incremento de deslocamento – é calculada a respetiva rigidez do sistema de controlo e avaliada a carga crítica de encurvadura;
4. Cálculo da carga de encurvadura instantânea considerando a coluna imperfeita (trajetória de pós – encurvadura), para o incremento de deslocamento correspondente.

3.4. Análise dos resultados

Neste capítulo são apresentados e analisados os resultados dos sistemas de controlo e da coluna simples, tendo em conta os ensaios experimentais, numéricos (simulados em *MatLab R2014a*) e em *software* de elementos finitos, nomeadamente os programas de cálculo *SAP2000 V.17* e *Seismostruct*.

3.4.1. Análise da coluna de Euler simples – Software de Elementos finitos

O *software* de cálculo *SAP2000* permite fazer análises com elementos perfeitamente definidos (materiais e secções) às cargas de encurvadura e respetivos modos de instabilidade. Tal análise é conseguida de uma análise pré-definida no programa: *Buckling Analysis*. No entanto este tipo de análise não permite obter a evolução do deslocamento consoante a aplicação da carga.

Para efetuar esta análise é necessário definir:

- Material da coluna: liga de alumínio 6061 T6;
- Secção da coluna semelhante à utilizada nos ensaios experimentais ($A = 15 \times 2 \text{ mm}^2$);
- Condições de apoio às quais a coluna está sujeita: rotulada-rotulada.

Através da aplicação da combinação de carga *Buckling* (Plano XZ) como carga axial unitária de compressão, foram analisados os quatro primeiros modos e respetivas cargas de encurvadura:

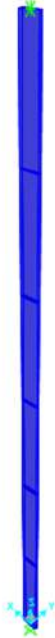


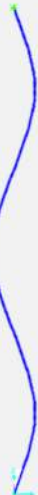

	Modos	1	2	3	4
	Configuração deformada				
	P_{cr}	27.24 N	109.13 N	247.01 N	445.39 N

Tabela 3.2 - Resultados SAP2000 - Encurvadura da coluna de Euler simples

Os valores e as configurações deformadas obtidas constituem elementos de comparação para os ensaios experimentais e numéricos dos sistemas de controlo de encurvadura e das respetivas cargas críticas da coluna de alumínio.

No que toca à obtenção de uma trajetória deslocamento horizontal a meia altura de acordo com a força aplicada axialmente na coluna simples, foi utilizado o *software* de cálculo de elementos finitos *Seismostruct*.

De forma a ser possível implementar o modelo da coluna de Euler para uma análise da carga de instabilidade, é necessário ter em atenção as características do *software Seismostruct*, tendo especial atenção na definição dos elementos, condições de apoio e tipo de análise do modelo.

Ao contrário do *software SAP2000*, o *Seismostruct* não possui qualquer tipo de análise de carga de encurvadura. No entanto, através de uma análise não linear com a aplicação uma força de compressão de *push-over* e com a imposição de uma deformação inicial a meia altura no sentido do eixo de menor inercia da coluna, é possível verificar o andamento do diagrama força/deslocamento retratado na Figura 3.12.

A deformação inicial a meia altura foi calculada de acordo com a equação abaixo considerando $\varepsilon_0 = 1 \times 10^{-4}$:

$$w_0(x) = \varepsilon_0 \sin\left(\frac{\pi x}{l}\right) \quad (52)$$

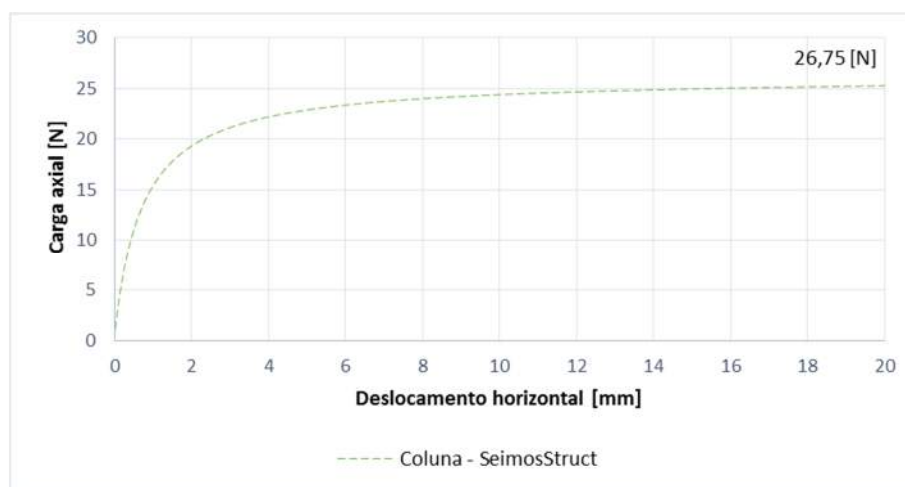


Figura 3.12 - Trajetória força [N] deslocamento horizontal [mm] - Coluna simples - Seismostruct

3.4.2. Ensaaios experimentais – Coluna Simples, *d36* e *d52*

Os resultados dos ensaios experimentais e modelos numéricos do controlo passivo são de seguida apresentados e analisados.

Os ensaios consistiram na solicitação axial da estrutura, impondo deslocamentos verticais de forma cíclica com o critério de deslocamento máximo horizontal a meia altura de 20 mm (Figura 3.13).

Desta forma, com o auxílio de aparelhos laboratoriais é possível obter a relação carga-deslocamento que caracteriza a trajetória de instabilidade do sistema em estudo.

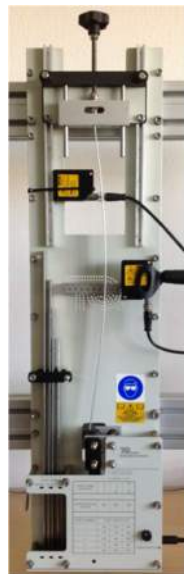


Figura 3.13 - Configuração deformada - Coluna simples

Nos ensaios experimentais, foram estudadas três trajetórias consideradas importantes para a avaliação da instabilidade dos sistemas:

- Deslocamento Horizontal *versus* Carga axial;

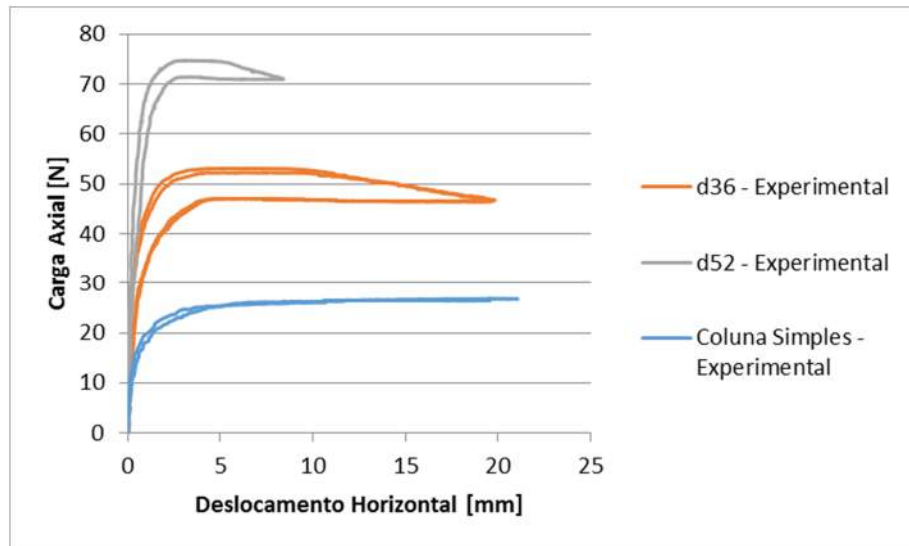


Figura 3.14 - Trajetória - Deslocamento Horizontal [mm] vs. Carga [N]

– Deslocamento Vertical versus Carga Axial:

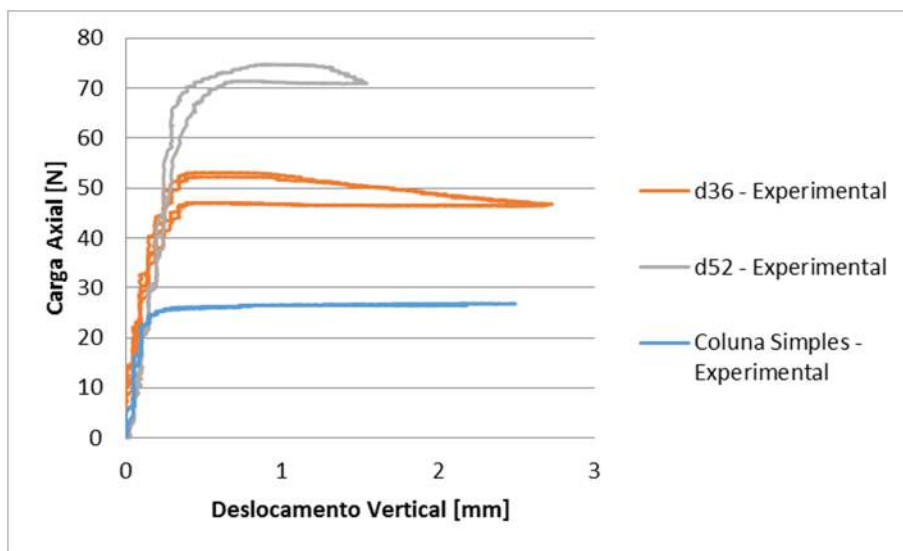


Figura 3.15 - Trajetória - Deslocamento Vertical [mm] vs. Carga [N]

- Deslocamento vertical (extremo superior) *versus* deslocamento horizontal (meia altura) do sistema:

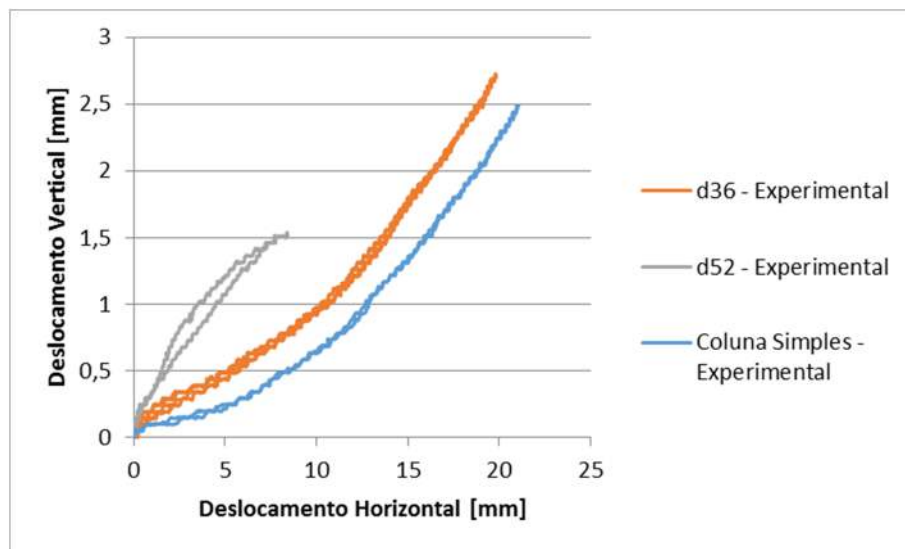


Figura 3.16 - Trajetória - Deslocamento Horizontal [mm] vs. Deslocamento Vertical [mm]

Comparando as trajetórias da Figura 3.14, é notável o aumento da capacidade de carga consoante o sistema adotado, consequência do aumento de rigidez lateral providenciada pelos sistemas de controlo.

Quando considerados os resultados da coluna simples, a capacidade de carga dos sistemas *d36* (57 N) e *d52* (77 N) foi aumentada por um fator de 2.10 e 2.85, respetivamente.

De notar o aumento significativo da capacidade de carga dos sistemas consoante o aumento do desviador dos cabos de LMF.

Na Figura 3.16, é notável a influência do aumento da rigidez lateral introduzida pelos sistemas de controlo de encurvadura - mais significativamente no sistema *d52*. Para um deslocamento vertical de 1 mm, a coluna sem controlo, verifica-se que é a mais flexível, experimentando um deslocamento horizontal de 12mm, por sua vez, os sistemas *d36* e *d52* experimentam, respetivamente, 10mm e 5 mm.

3.4.3. Modelos Numéricos – Coluna Simples, *d36* e *d52*

No caso da coluna simples, o modelo numérico foi calibrado com a definição da carga crítica, considerando uma imperfeição inicial da coluna (deformada inicial) com um parâmetro de imperfeição $\varepsilon_0 = 1 \times 10^{-4}$.

Os resultados da trajetória força/deslocamento horizontal do ensaio experimental e do modelo numérico são comparados com os resultados obtidos pelo *software* de elementos finitos *SeimoStruct* na Figura 3.17.

Os resultados obtidos para a carga de encurvadura foram de 27.36 N e 27.05 N para o ensaio experimental e modelo numérico, respectivamente. Comparativamente aos resultados obtidos na Tabela 3.2, apresentam uma diferença de 0.44% e 0.70%, respectivamente, face ao valor obtido no *software* *SAP2000* (27.24 N).



Figura 3.17 - Coluna Simples: Trajetória Força [N] versus Deslocamento Horizontal [mm] – Comparação de resultados.

Relativamente aos modelos numéricos dos sistemas *d36* e *d52*, os cabos de LMF foram introduzidos enquanto elementos pré-tensionados de forma promover a transformação martensítica. Não obstante, a presença do pré-esforço irá também influenciar a resistência à encurvadura intrínseca da coluna – consequência da força no cabo oposto ao sentido do deslocamento horizontal que provocará compressões na coluna.

Para contornar tal facto, o pré-esforço instalado foi limitado a um total de 30 N:

- 25N para o cabo 1;
- 5N para o cabo 2.

Relativamente aos modelos numéricos, são apresentadas também diferentes diagramas (relativas aos sistemas controlados) que permitem um melhor entendimento da resposta dos cabos de LMF no controlo da instabilidade da coluna:

- Compressão axial aplicada *versus* deslocamento horizontal a meia altura - Figura 3.19 (*d36*) e Figura 3.20 (*d52*);
- Tensão instalada nos cabos *versus* deslocamento horizontal a meia altura - Figura 3.21 (*d36*) e Figura 3.22 (*d52*);
- Rigidez total do sistema *versus* deslocamento horizontal - Figura 3.23 (*d36*) e Figura 3.24 (*d52*).
- Percentagem martensítica *versus* deformação do cabo 1- Figura 3.25 (*d36*) e Figura 3.26 (*d52*);

Tomando o caso do sistema *d36*, a relação da tensão nos cabos com o deslocamento horizontal encontra-se retratada na Figura 3.21. No cabo 1 verifica-se o início da transformação martensítica, simultaneamente no cabo 2, para além de não ocorrer o início da transformação, a partir de um determinado deslocamento, deixa de haver contribuição para o aumento da rigidez do sistema (deixando se ser solicitado à tração por consequência da flexão lateral da coluna)

Para além do claro aumento de carga, é notável (com maior proeminência no sistema *d36*) a diferença de trajetória entre o percurso de carga e o percurso de descarga. Facto devido ao desenvolvimento de histerese por parte dos cabos de LMF, mais especificamente do cabo 1. Esta diferença de trajetórias permite que o sistema dissipe energia, aumentando o seu coeficiente de amortecimento ζ (Figura 3.18).

O desenvolvimento da histerese é notável na Figura 3.25 na qual se relaciona a fração martensítica com a deformação do cabo 1 – com um desenvolvimento da martensite até cerca de 6%. O cabo 2, deixando de estar tensionado, faz com que a rigidez do sistema diminua drasticamente conforme visível no ponto a) da Figura 3.23.

Quando o cabo 1 se encontra na fase austenítica pura, a força de restituição aumenta; no entanto, após se iniciar a transformação martensítica, o módulo de elasticidade diminui, reduzindo a sua rigidez e consequentemente o valor da força de restituição.

No sistema *d52* o cabo 1 mantém-se maioritariamente austenítico durante todo o ensaio. No entanto, ao ser solicitado, o sistema evolui para o segundo modo de encurvadura. Este fenómeno é consequência da elevada rigidez introduzida pelos cabos de LMF derivado do aumento do distanciador, fazendo com que a rigidez do sistema seja maior do que a rigidez limite do primeiro modo de instabilidade ($k=157.9$ – *Linha b*) na Figura 3.24).

De acordo com a Tabela 3.2, o valor da carga de encurvadura para o segundo módulo é de aproximadamente $110N$, o que, retirando o valor do pré-esforço inicial ($30 N$), remete para um valor próximo do obtido no modelo numérico do sistema *d52* ($80 N$), confirmando a boa aproximação dos modelos numéricos aos modelos reais experimentais e validando a performance dos sistemas *d36* e *d52* enquanto sistemas de controlo de encurvadura em elementos esbeltos.

Sistema d36

Sistema d52

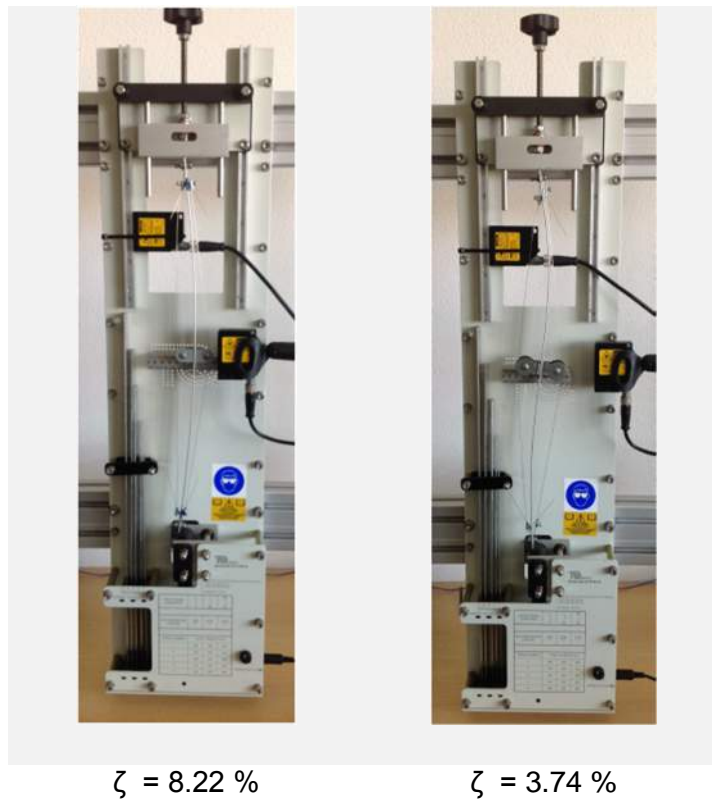


Figura 3.18 - Configuração deformada e coeficiente de amortecimento viscoso equivalente (d36 e d52)

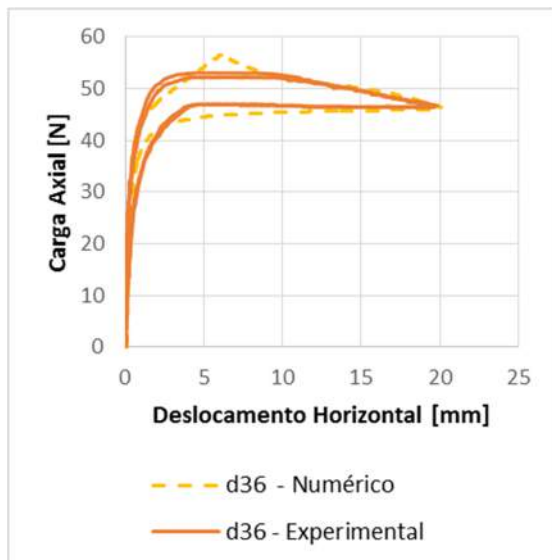


Figura 3.19 - Diagrama força vs. Deslocamento horizontal – Sistema d36.

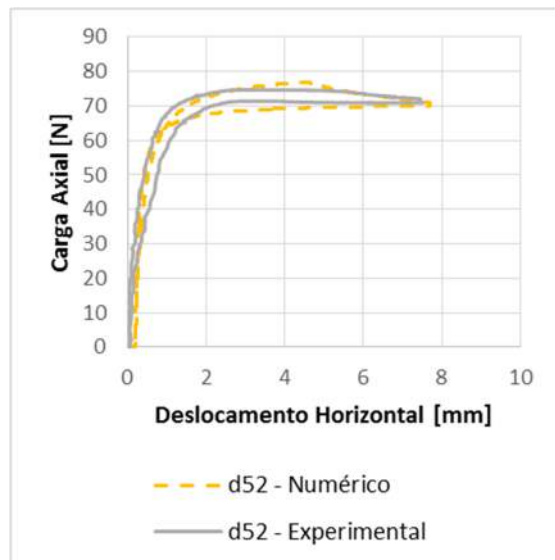


Figura 3.20 – Diagrama força vs. Deslocamento horizontal – Sistema d52.

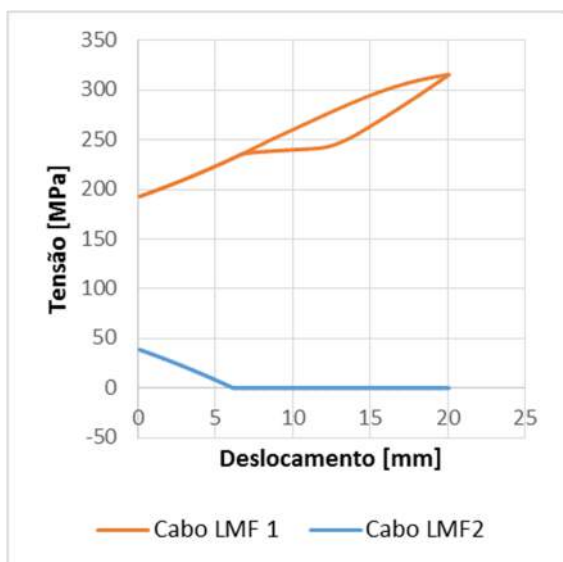


Figura 3.21 – Diagrama tensão vs. Deslocamento horizontal – Sistema d36

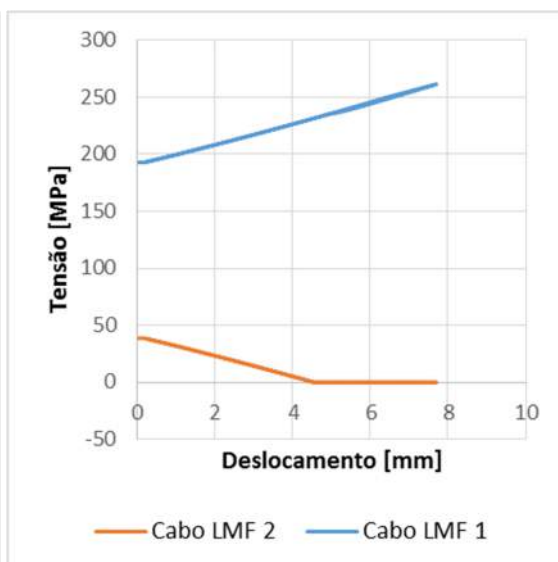


Figura 3.22 – Diagrama tensão vs. Deslocamento horizontal – Sistema d52

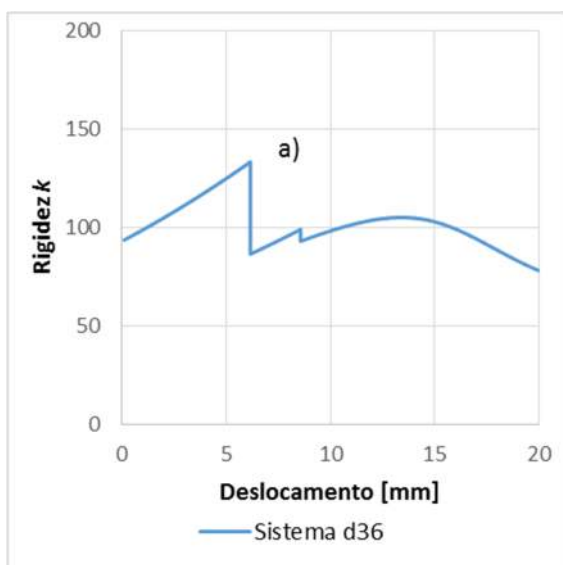


Figura 3.23 – Diagrama rigidez vs. Deslocamento horizontal – Sistema d36

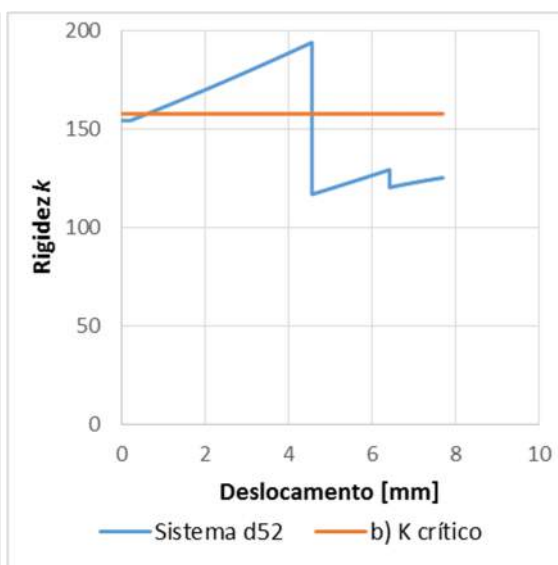


Figura 3.24 – Diagrama rigidez vs. Deslocamento horizontal – Sistema d52

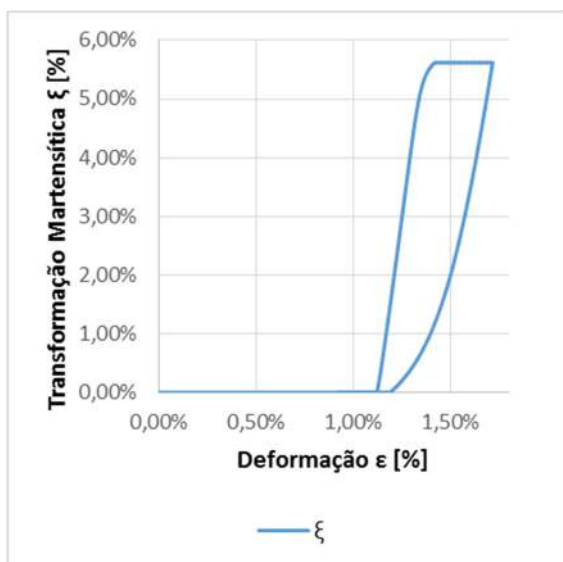


Figura 3.25 – Diagrama de percentagem de transformação martensítica vs. Deformação – Sistema d36

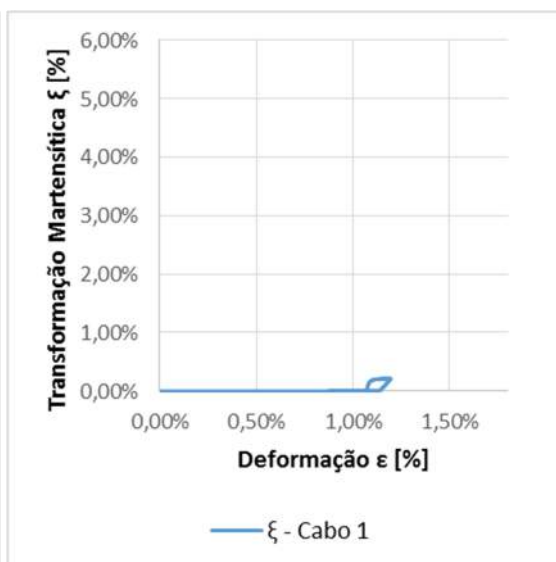


Figura 3.26 – Diagrama de percentagem de transformação martensítica vs. Deformação – Sistema d52

4. Sistema de controlo ativo de encurvadura

Neste capítulo, pretende-se estudar a característica intrínseca das LMF martensíticas: o efeito de memória de forma.

Este efeito permite que a LMF, após deformação, volte à sua configuração indeformada, pela variação de temperatura. Esta reversibilidade na sua configuração provoca o surgimento de uma força de restituição. Esta força tem um potencial vasto no controlo ativo da instabilidade da coluna em estudo.

De forma a controlar a estrutura com recurso a cabos de LMF, foi utilizado um controlador em malha fechada baseado num controlo PID, com parcelas proporcional, integral e derivativa. O controlador rege o aquecimento da liga de acordo com o seu deslocamento lateral, obtido por sensores laser.

Com este ensaio experimental pretende-se aplicar a atuação baseada na memória de forma no controlo ativo da instabilidade de um elemento esbelto solicitado axialmente. Para este ensaio foram utilizados dois modelos:

1. Sistema com controlo ON: Modelo de coluna com ativação dos cabos de LMF Martensíticos (Controlo PID);
2. Sistema com controlo OFF: Modelo de coluna sem ativação dos cabos de LMF Martensíticos;

4.1. Controlador PID

O controlador PID calcula valores de erro entre um valor de referência, *set point (SP)* e o valor de medida, *variável de processo (PV)* tentando minimizar o erro ajustando o processo pelo uso de variáveis manipuladas [29].

O erro é dado por:

$$e = SP - PV \quad (53)$$

O controlador pode interpretar-se como uma conjugação de três partes (Figura 4.1):

- Proporcional – Correção proporcional do presente erro.
- Integral – Correção da acumulação dos erros;
- Derivativo – Previsão da correção de futuros erros.

A combinação destes três elementos é utilizada para ajustar o processo pelo elemento de controlo – no caso em estudo, a voltagem do atuador do cabo de LMF.

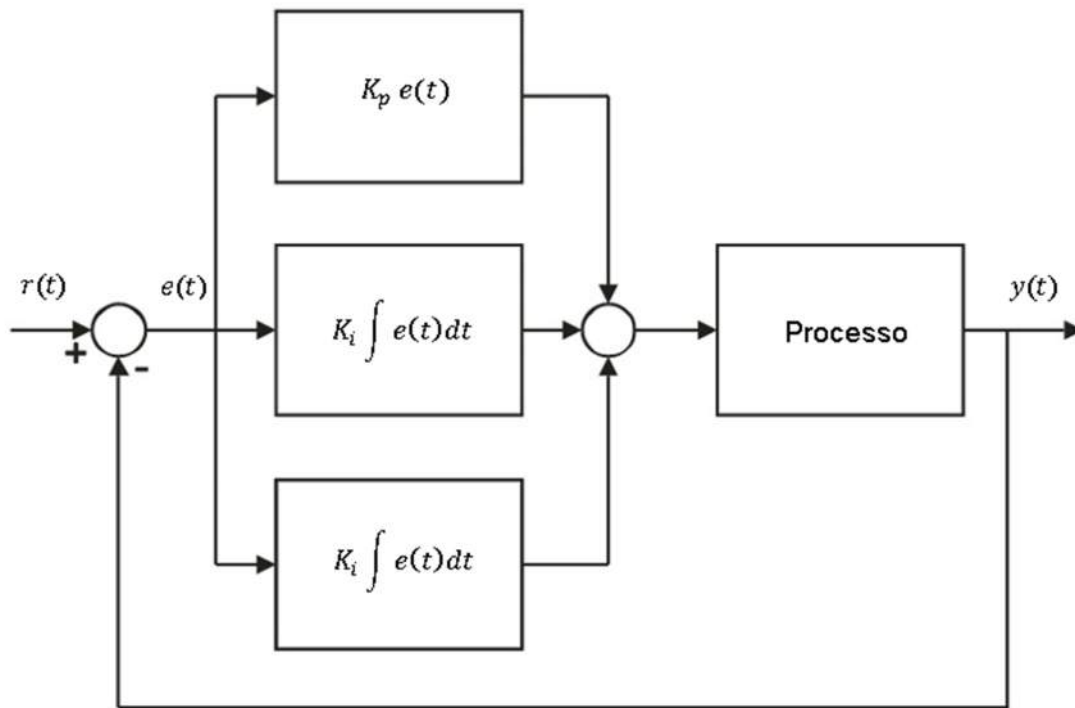


Figura 4.1 - Controlador PID

A equação mais usual do PID é dada por:

$$MV(t) = K_p[e(t) + K_i \int e(t)dt + \frac{K_d de(t)}{dT}] \quad (54)$$

Na qual K_p , K_i e K_d são, respetivamente, os ganhos das parcelas: proporcional, integral e derivativa.

Na Figura 4.1, entende-se:

- $r(t)$ representa o valor de *set-point* (objetivo) : Deslocamento horizontal a meia altura da coluna de 6mm;
- $e(t)$ representa o erro calculado;
- $y(t)$ representa a ação de controlo, ou seja a variação da voltagem do atuador.

4.1.1. Controlo Proporcional

O termo de controlo proporcional (P) consiste no valor resultante da multiplicação do erro por uma constante linear K_p , conhecida como ganho proporcional:

$$P = K_p e(t) \quad (55)$$

O ganho proporcional determina a taxa de resposta de saída tendo em consideração o erro, aumentando a velocidade de resposta do sistema de controlo.

No entanto, há que atentar a afinação do ganho proporcional: se for um valor muito elevado, o sistema de controlo sofrerá oscilações, instabilizando; se for muito baixo, o sistema de controlo perde sensibilidade face à diminuta ação de controlo.

4.1.2. Controlo integral

O termo de controlo integral (I) é dado pelo somatório dos erros instantâneos multiplicado por um valor denominado de ganho integral (K_i). Consiste na soma do erro ao longo do tempo:

$$K_i \int_0^t e(t) dt \quad (56)$$

O valor resultante irá aumentar consoante os valores não nulos de erro, desta forma o objetivo deste termo consiste em obter um erro de estado estacionário nulo.

4.1.3. Controlo derivativo

O termo do controlo derivativo consiste na evolução do erro ao longo do tempo, ou seja, o declive $\frac{d}{dt}e(t)$, multiplicando por um ganho derivativo (K_d):

$$\frac{K_d de(t)}{dT} \quad (57)$$

Sendo o declive do erro em função do tempo, o termo derivativo do controlo permite prever o comportamento do sistema, promovendo a estabilidade da resposta.

4.2. Caracterização do modelo experimental

O modelo dotado de controlo ativo tem por base a mesma configuração do modelo de controlo passivo: coluna com um desviador a meia altura. No entanto foi apenas utilizado um desviador com 36 mm (semelhante ao sistema passivo d36).

O modelo experimental consiste na mesma configuração utilizada no controlo passivo, estando dotado dos mesmos aparelhos de monitorização – célula de carga e sensores de deslocamento laser.

No entanto, para conseguir o efeito de memória de forma foram utilizados cabos de LMF martensíticos, com 0.51 mm de diâmetro obtidos do fornecedor *Dynalloy, Inc.* Estes cabos aplicados na estrutura estão ligados a uma fonte de alimentação programável de corrente contínua, modelo (DC) *XHR 40-25* da *Sorensen*, com controlo em voltagem, com um máximo de 2 A.

Por efeito de Joule, o atuador aquece e transmite calor à LMF, variando a sua temperatura e, consequentemente, promove o seu efeito de memória de forma.

A aquisição dos dados do atuador (voltagem) foi feita por um DAQ *assistant express VI* – utilizando o *software NI-DAQmx*, no qual se utilizou o processo de cálculo da média de forma a atenuar o possível ruído das leituras.

Relativamente ao algoritmo de controlo, foi utilizado um controlador PID no qual se definiu como variável de processo o deslocamento horizontal a meia altura da coluna. Esta opção de variável de controlo baseia-se no fenómeno da encurvadura da coluna.

O controlador PID foi desenvolvido em ambiente *LabVIEW* da *National Instruments*, controlando a temperatura das LMF em função do deslocamento. Os valores do deslocamento horizontal são obtidos por um leitor de laser *Baumer*, transferidos para a plataforma do *LabVIEW* instantaneamente. Quando o deslocamento a meia altura da coluna ultrapassa o ponto de referencia (adotado 6mm) é ativado o controlador PID, acionando o atuador que leva ao aquecimento da LMF por efeito de Joule, promovendo o seu efeito de memória de forma.

O aquecimento das LMF provoca o aparecimento de forças de restituição à medida que as ligas retomam à sua configuração indeformada. Desta forma, as LMF promovem o retorno da coluna à sua posição indeformada, desligando o controlo PID no momento em que o deslocamento retoma os 6mm de referência.

O funcionamento do controlo funciona baseado no seguinte processo (Figura 4.2):

- i. Definição do *set point*: determinação do valor de deslocamento horizontal (adotado 6mm);
- ii. Aumento gradual do deslocamento vertical no extremo superior da coluna, consequentemente o deslocamento horizontal a meia altura no seu eixo de menor inercia começa a aumentar.
- iii. Os cabos de LMF são solicitados (tração no cabo que se encontra no sentido do deslocamento horizontal a meia altura) experimentando deformações axiais.
- iv. Quando o valor do deslocamento horizontal é superior ao valor definido como *set point*, os cabos são ativados por uma variação de temperatura causada pelo atuador (efeito de Joule), introduzindo uma força de restituição na coluna, permitindo que esta reverta as deformações.

Na definição da trajetória de instabilidade da coluna há que ter em consideração a afinação do *set-point* adotado. Se por um lado o valor de referência for demasiadamente pequeno, a encurvadura é controlada por um *Snap* devido ao brusco aumento de rigidez imposto pela força de restituição dos cabos de LMF. À medida que este valor aumenta, a encurvadura dá-se por bifurcação de equilíbrio.

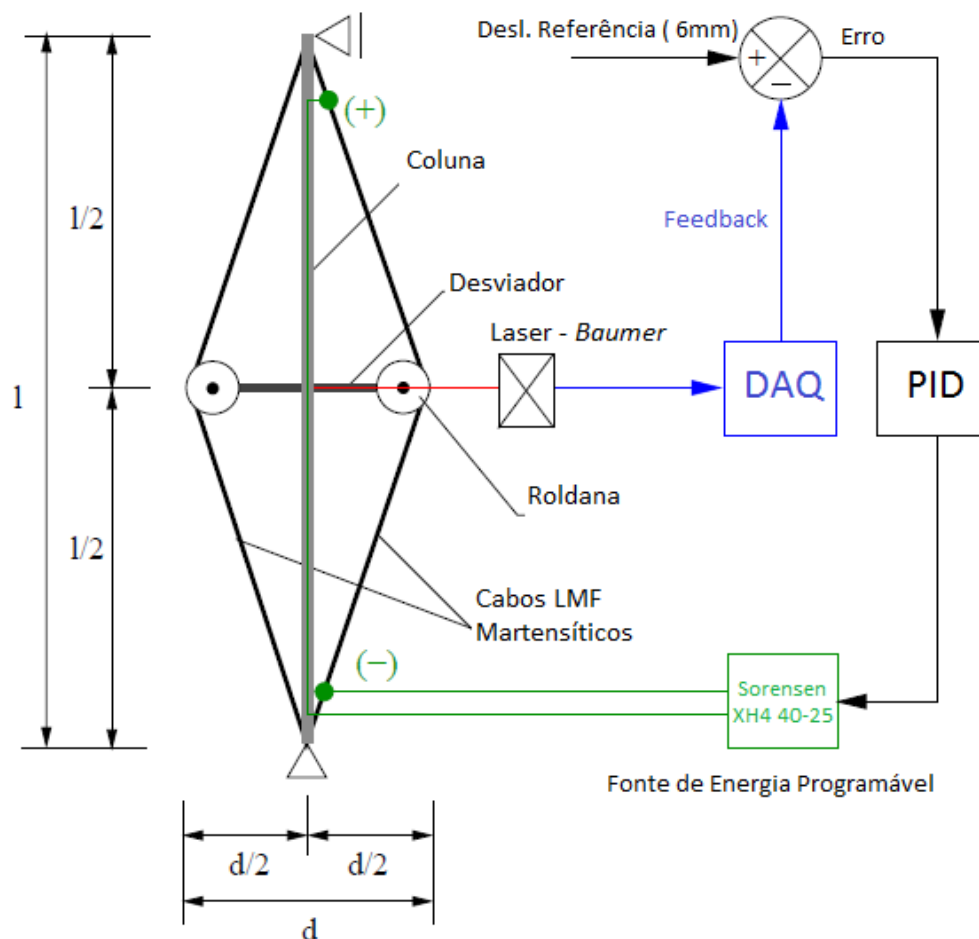


Figura 4.2 - Diagrama esquemático - Controlo ativo.

4.3. Análise dos resultados

Nesta secção da dissertação são analisados e discutidos os resultados obtidos nos ensaios experimentais de controlo ativo da encurvadura de uma coluna esbelta.

São apresentados graficamente, os resultados do ensaio experimental com controlo ativo ON e OFF que demonstram a trajetória do deslocamento horizontal a meia altura, consoante a carga experimentada pelo sistema (Figura 4.3).

O *set point* para o controlo ativo ON ficou definido para 6 mm de deslocamento lateral, conforme afirmado anteriormente. São também apresentadas as configurações deformadas para o ultimo instante do ensaio, no qual se atinge carga máxima (Figura 4.4 e Figura 4.5).

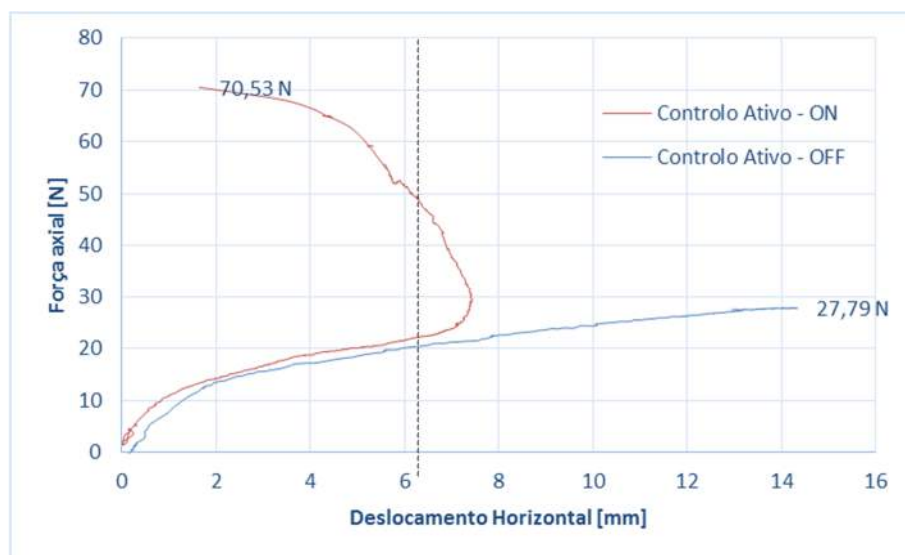


Figura 4.3- Deslocamento Horizontal (mm) vs. Força (N) - Controlo ativo On e Off



Figura 4.4 - Configuração deformada - OFF



Figura 4.5 - Configuração deformada - ON

Analisando os gráficos de resposta e as imagens ilustrativas da configuração deformada, conclui-se que o sistema, para o controlo *ON*, encurva assumindo a configuração do seu segundo modo de instabilidade. Em contraste, o sistema com controlo *OFF* encurva assumindo a configuração do primeiro modo. A capacidade de carga aumenta 2,6 vezes do sistema com controlo *OFF* para sistema com controlo *ON* (de 27.79 N para 70.53 N).

Quando o controlo ativo é ligado, os cabos de LMF impõem uma força de restituição da coluna, aumentando significativamente a rigidez da coluna (semelhante ao sistema *d52* do controlo passivo), desta forma a encurvadura dá-se por um deslocamento brusco (*Snap*) na qual a coluna assume a configuração do segundo modo de encurvadura. A evolução deste fenómeno é controlada consoante o *set point* considerado e a rapidez de aquecimento do atuador.

O controlo ativo apresenta uma enorme mais-valia: o facto de possibilitar o controlo da rigidez da estrutura de uma forma dinâmica e instantânea.

Os cabos de LMF, ao introduzirem forças de restituição quando são aquecidos, podem ser simplifadamente considerados como uma mola de determinada rigidez, colocada a meia altura, com resultados semelhantes aos obtidos no controlo passivo.

O controlo ativo permite o controlo desta rigidez de acordo com o comportamento pretendido da estrutura. Esta possibilidade de controlo da rigidez estrutural é extremamente importante quando se consideram múltiplas solicitações variáveis, tais como as solicitações sísmicas ou de vento.

5. Conclusões

O estudo da presente dissertação incidiu em soluções de controlo de encurvadura com base em cabos de LMF NiTi. Consoante a fase da LMF (austenítica ou martensítica) foi possível desenvolver sistemas de controlo passivo e ativo.

No caso das ligas austeníticas, o efeito de superelasticidade permite uma dissipação de energia com capacidade de suportar deformações até 8% se deformações residuais. Considerando os sistemas passivos nos quais este tipo de LMF foi aplicado (*d36* e *d52*) foi notável o aumento da carga de instabilidade, bem como um aumento da dissipação de energia.

O aumento da capacidade de suporte de carga deve-se maioritariamente às forças de restituição introduzidas na coluna pelos cabos de LMF aquando da sua solicitação axial – com especial efeito no caso do sistema *d52*, conferindo uma rigidez lateral suficiente para que a coluna adote a configuração do segundo modo de instabilidade, aumentando significativamente a sua carga crítica (2.85 comparativamente à coluna simples).

A dissipação de energia é devida ao efeito histerético dos cabos de LMF. O sistema *d36* é o que melhor exhibe o efeito referido e simultaneamente capacita o sistema de uma carga de instabilidade na ordem do dobro do valor da carga da coluna simples. Desta forma, apresenta a melhor relação aumento de carga crítica/dissipação de energia (comparativamente aos resultados da coluna simples e do sistema *d52*) com um coeficiente de amortecimento viscoso equivalente de 8%.

O efeito de memória de forma das LMF martensíticas foi aplicado num sistema de controlo ativo da encurvadura.

Recorrendo a um modelo experimental controlado por um algoritmo PID, consistindo na minimização do erro, com feedback, do deslocamento horizontal a meia altura face a um deslocamento de referência.

Este controlador, ao ser ativado, aquece as LMF por meio de efeito de Joule. Este sistema de controlo permitiu aumentar a carga de instabilidade por um fator de 2.6

comparativamente à coluna simples bem como controlar a deformação (encurvadura) da coluna de forma instantânea e fiável.

O fenómeno base deste sistema de controlo ativo reside nas forças de restituição (pós deformação) resultantes do aquecimento da liga, quando esta recupera a sua configuração indeformada. Estas forças são impostas na coluna, contrariando a sua encurvadura, aumentando significativamente a sua rigidez. Consequentemente, após a ativação dos cabos, a coluna instabiliza segundo a deformada do seu segundo modo de encurvadura, aumentando significativamente a sua capacidade de carga comparativamente com o modelo experimental sem ativação dos cabos (modelo *OFF*)

Com base nos resultados dos ensaios experimentais e modelos numéricos do controlo passivo e ativo, é desenvolvido no capítulo seguinte um modelo constitutivo afinável de LMF austeníticas num programa de cálculo de elementos finitos, de forma a possibilitar estudos subsequentes a esta dissertação. Para além disso, é ainda estudado um sistema de controlo passivo recorrente ao mesmo tipo de LMF (austeníticas), baseado no conceito de tensegridade (*C4T2*) considerando esforços de uma solicitação real a uma estrutura de referência (*benchmark*).

Não obstante, os sistemas de controlo propostos, tanto os passivos como o ativo, poderão vir a ser conjugados, resultando em sistemas de controlo híbridos otimizados. Desta forma é garantido um sistema que conjuga dissipação de energia, superelasticidade e aumento da carga de instabilidade.

6. Desenvolvimentos paralelos

Paralelamente ao estudo principal da dissertação, foram estudados outros conceitos centrados nas LMF e as suas possíveis aplicações no controlo estrutural com especial foco na sua modelação em *software* de elementos finitos.

A secção 0 incide no desenvolvimento de um sistema de contraventamento com controlo de instabilidade baseado no conceito de tensegridade. O modelo consiste na inversão dos elementos dos sistemas principais da presente dissertação (*d36* e *d52*) - considerando compressão na coluna e tração nos cabos de LMF. O modelo desenvolvido resulta da combinação de quatro elementos à compressão (escoras) com dois elementos à tração (tirantes): elemento *C4T2*.

O elemento *C4T2* é dimensionado, tendo em consideração os resultados da solicitação sísmica (sismo de *Northridge*) a uma estrutura de três pisos resultante do artigo [30]. Para tal, são utilizados os valores dos deslocamentos de envoltórios resultantes da solicitação à estrutura e aplicados no elemento enquanto análise de *time-history*.

É também verificada a carga de instabilidade dos elementos à compressão, o comportamento histerético e a capacidade de reposicionamento do elemento.

Na secção 6.2 é estudada a modelação de um modelo constitutivo afinável das LMF austeníticas no *software SAP2000*, desta forma é possível obter o efeito superelástico característico deste tipo de ligas.

Conseguindo a modelação do comportamento mecânico das LMF austeníticas, é possível a sua aplicação em estruturas dotadas de LMF superelásticas.

6.1. Elemento *C4T2*: Contraventamento com controlo de estabilidade baseado no conceito de tensegridade

6.1.1. Introdução

Nesta secção pretende-se estudar a eficiência de um sistema de controlo estrutural baseado na tensegridade: sistema *C4T2*.

De forma a uma melhor compreensão do conceito de tensegridade e do modelo *C4T2* e as suas mais-valias, foram reunidos os fundamentos teóricos necessários à definição do elemento em questão. Posteriormente, através um *software* de cálculo de elementos finitos *Seismostruct* (*Seimosoft, Ltd.*) foram obtidos resultados de uma solicitação sísmica (sismo de *Northridge*) a uma estrutura de referencia (*benchmark*) resultante do estudo presente na bibliografia em [30].

Com os deslocamentos resultantes da solicitação sísmica, o modelo *C4T2*, com LMF na fase austenítica enquanto tirantes, foi analisado e melhorado de forma a garantir um comportamento simétrico (tração e compressão) e otimizar a capacidade de reposicionamento, a dissipação de energia (histerese) e consequente coeficiente de amortecimento viscoso equivalente.

6.1.2. Fundamento Teórico: Tensegridade

Introdução

O termo tensegridade consiste no acrónimo de “Integridade Tensional” (proveniente do termo em inglês, *Tensegrity - Tensional Integrity*), primeiramente cunhado por *Richar B. Fuller* (1927).

A definição deste estado de equilíbrio surge das experiências de *Fuller* quando ensaiava estruturas de corpos rígidos estabilizadas por uma rede de cabos em tensão. [32].

Uma estrutura baseada no conceito de tensegridade consiste num conjunto de elementos em tração (tirantes) conjugados com outros em compressão (escoras), apresentando uma configuração de equilíbrio estável no seu conjunto.

Resumidamente, a integridade da estrutura é conseguida através dos tirantes, enquanto as escoras mantêm a geometria da estrutura. Alguns exemplos são mostrados de seguida:



Figura 6.1 - Estrutura em tensegridade, do artista Kenneth Snelson, "Easy Landing".



Figura 6.2 - Maior ponte em tensegridade (híbrida) - "Kurilpa Bridge" em Brisbane, Queensland, Austrália.

Este tipo de estruturas remetem para uma grande variedade de aplicações, principalmente no ramo da aeronáutica e de equipamento espacial [33].

Vantagens das estruturas em tensegridade

As principais vantagens das estruturas baseadas no conceito de tensegridade. Em Engenharia Civil, são:

- Estabilidades de tensões - As escoras, quando solicitadas por um esforço axial de compressão sofrem o efeito da carga diretamente no centro de massa fazendo com que o material se expanda transversalmente, por efeito de *Poisson*, aumentando a sua secção transversal. Por sua vez, os tirantes (tração) diminuem a sua secção transversal sobre a aplicação da carga axial. Consequentemente, é possível atingir grandes relações de rigidez/massa com a conjugação diferenciada de elementos solicitados por esforços de tração e compressão.
- Através de modelos matemáticos, estas estruturas permitem ainda um controlo prévio na sua resposta a solicitações. Com o uso de LMF na fase martensítica, é possível reverter configurações deformadas e, desta forma, controlar a resposta da estrutura ou simplesmente alterar a geometria para que as cargas aplicadas sejam eficientemente absorvidas pela estrutura.

Modelo utilizado na dissertação: C4T2

Um dos elementos com maior potencial de aplicação enquanto elemento de contraventamento baseado no conceito de tensegridade é o modelo plano C4T2 de classe 2 (classe respeitante ao número de elementos em tensão), retratado na Figura 6.3 [32].

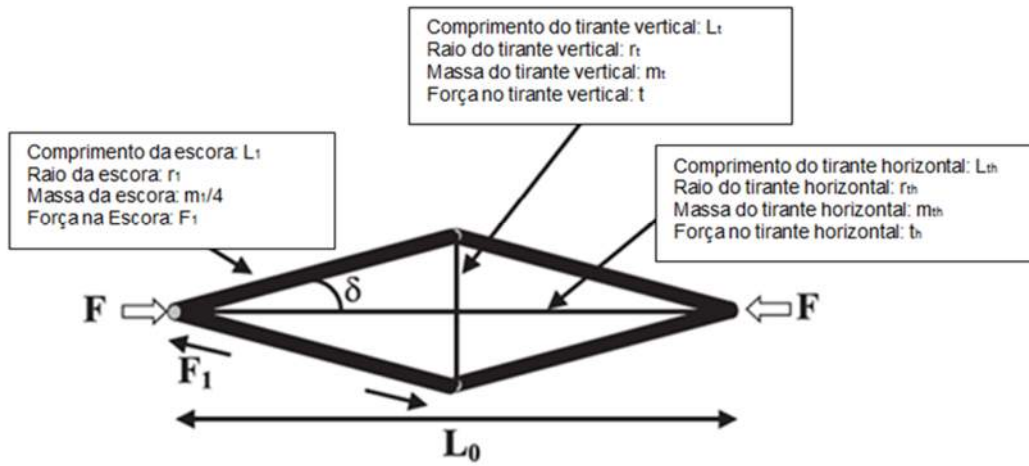


Figura 6.3 - Configuração C4T2 e respectivas características geométricas [29].

Considerando a escora circular da Figura 6.4 de raio r_0 , comprimento L_0 , módulo de Young E_0 , a sua carga de instabilidade e massa m_0 são dadas por:

$$F_1 = E_0 \pi^3 \frac{r_0^4}{L_0^2} \quad (58)$$

$$m_0 = \rho_0 \pi r_0^2 L_0 \quad (59)$$

Considerando a sua massa, m_0 , a equação que define a relação força/massa da carga de encurvadura da escora é dada por:

$$F_1 = \frac{E_0 \pi m_0^2}{4 \rho_0^2 L_0^2} \quad (60)$$

No modelo C4T2, a massa de cada escora representa $\frac{1}{4}$ da massa do sistema total, m_1 :

$$m_1 = 4 \rho \pi r_1^2 L_1 \quad (61)$$

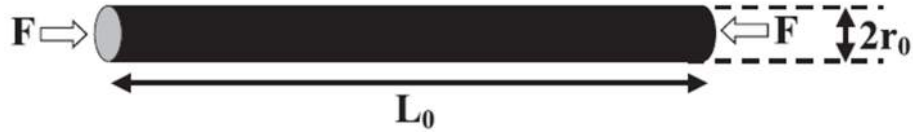


Figura 6.4 - Barra de seção circular e respectivas características geométricas [32].

Sendo que o raio da escora do modelo C4T2 (r_1) e da barra da Figura 6.4 (r_0) são dados por:

$$r_1^2 = \frac{m_1}{4\rho_1\pi L_1}, \quad r_0^2 = \frac{m_0}{\rho_0\pi L_0} \quad (62)$$

Geometricamente, o comprimento de cada escora, L_1 , é dado em função do comprimento total do modelo, L_0 , e do ângulo da escora com o tirante horizontal, δ :

$$L_1 = \frac{L_0}{2\cos\delta} \quad (63)$$

Considerando a força exercida pelo tirante horizontal, t_h , a correspondente força compressiva em cada escora, F_1 , é dada por:

$$F_1 = \frac{(F + t_h)}{2\cos\delta} \quad (64)$$

A carga para a qual as escoras do modelo C4T2 instabilizam, com desenvolvimento da mesma equação em termos da massa do modelo, é pois:

$$F_1 = \frac{E_1\pi^2 r_1^4}{4L_1^2}, \quad m_1 = 4\rho_1\pi r_1^2 L_1, \quad F_1 = \frac{E_1\pi m_1^2}{64\rho_1^2 L_1^4} \quad (65)$$

Obtendo-se a igualdade:

$$F_1 = E_1\pi \frac{m_1^2}{64\rho_1^2 L_1^4} = \frac{F + t_h}{2\cos\delta} \quad (66)$$

Equiparando o sistema *C4T2* com a barra simples, obtêm-se equações comparativas entre os dois modelos, nomeadamente:

- Rácio de massa;

$$\mu_1 = \frac{m_1}{m_0} = \frac{\rho_1}{\rho_0} \sqrt{\frac{E_0}{E_1}} \left(\frac{1 + \frac{t_h}{F}}{2 \cos^5 \delta} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (67)$$

- Relação entre os respetivos raios, r_1 e r_0 ;

$$\left(\frac{r_1}{r_0} \right)^4 = \frac{1}{8 \cos^3 \delta} \quad (68)$$

- Relação entre comprimentos, L_1 e L_0 .

$$\left(\frac{L_1}{L_0} \right) = \frac{1}{2 \cos \delta} \quad (69)$$

Sendo ainda possível estabelecer a seguinte relação:

$$\frac{L_1}{r_1} = \frac{L_0 (8 \cos^3 \delta)^{\frac{1}{4}}}{2 r_0 \cos \delta} = \frac{L_0}{r_0} \left(\frac{1}{2 \cos \delta} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (70)$$

Desta forma, é possível obter uma relação de comparações geométricas entre o modelo *C4T2* e a barra simples que encurva à mesma carga F . Resumidamente, os resultados são apresentados na Tabela 6.1:

Propriedades da estrutura C4T2 (assumindo tirantes sem massa)		
	$\delta = 10^\circ$	$\delta = 20^\circ$
r_1	$0.605 r_0$	$0.623 r_0$
m_1	$0.735 m_0$	$0.826 m_0$
L_1	$0.508 L_0$	$0.532 L_0$
$\frac{L_1}{r_1}$	$0.844 \frac{L_0}{r_0}$	$0.854 \frac{L_0}{r_0}$

Tabela 6.1 - Tabela comparativa de parâmetros geométricos: Barra simples vs. C4T2, adaptado de [32].

Analisando os resultados da Tabela 6.1 dos dois modelos (modelo *C4T2* e barra simples) é que o ângulo de abertura entre a escora e o tirante horizontal influencia a proporção de equivalência geométrica entre os dois modelos. Quanto maior o ângulo, menor é o proveito geométrico do modelo *C4T2* face à barra simples.

Considerando $\delta = 10^\circ$, cada escora do modelo *C4T2* apenas necessita de 50.8% do comprimento total da barra para suportar a mesma força de compressão. No que toca ao raio das escoras, o modelo *C4T2* permite uma redução de 30% nas suas escoras face à barra simples.

Considerando a totalidade do sistema, o modelo *C4T2* apenas necessita de 73.5% da massa da barra para resistir à mesma força, F .

6.1.3. Modelação em *software* de elementos finitos: *Seismostruct*

O *software Seismostruct* consiste num programa de cálculo estrutural vocacionado para a análise não linear de estruturas, especialmente ligada a solicitações sísmicas.

Este *software* contém no seu leque de materiais o modelo constitutivo das ligas de memória de forma em fase austenítica (comportamento superelástico).

Este programa de cálculo revela grande funcionalidade no presente estudo sendo utilizado para a análise dos seguintes modelos (com e sem LMF):

- Carga crítica e respetiva deformada da coluna de Euler simples – Presente no capítulo da dissertação referente ao Controlo Passivo;
- Análise dos resultados de uma estrutura *benchmark* de 3 pisos [30]
- Análise particular do sistema de contraventamento com controlo de encurvadura baseado no conceito de tensegridade, tendo em consideração os resultados da solicitação sísmica de *Northridge* da estrutura de *benchmark*.

No entanto, a definição dos parâmetros dos modelos (materiais, secções, tipos de elemento, etc.) é de extrema importância, não descurando o cuidado acrescido da afinação das definições de cálculo do programa.

Para o eficiente uso do programa nos diversos ensaios, é necessário definir:

Materiais

Relativamente ao modelo da estrutura de três pisos referido no artigo [30], são utilizados dois tipos de Aço – S345 e S248.

No que toca ao modelo de controlo de encurvadura *C4T2*, foram utilizados cabos de NiTi.

Não obstante, primeiro é necessário definir o tipo de comportamento constitutivo de cada material, no caso dos aços foi utilizado o tipo pré-definido do programa de cálculo, “*Bilinear Steel model - stl_bl*” - um modelo com diagrama tensão/deformação bilinear com endurecimento cinemático, no qual o domínio elástico permanece constante durante o carregamento e obedece a uma regra linear de incremento de deformação plástica.

Neste tipo de material é necessário a consideração de cinco parâmetros de forma a calibrar e descrever completamente as características do material:

1. E - Modulo de Elasticidade: Valor da rigidez elástica inicial do material;
2. F_y - Tensão de Cedência: Valor da tensão para o qual o material cede;

3. Parâmetro de endurecimento: Rácio entre a rigidez pós cedência (E_{sp}) e a rigidez inicial do material (E). Na qual a rigidez pós-cedência pode ser obtida através da formula:

$$E_{sp} = \frac{f_{ult} - f_y}{\epsilon_{ult} - \frac{f_y}{E_s}} \quad (71)$$

Na qual f_{ult} e ϵ_{ult} representam, respetivamente, a tensão e deformação ultimas do material em questão. (Assumindo $f_{ult} = 450$ MPa e $\epsilon_{ult} = 0.225$ para o Aço S345 e $f_{ult} = 500$ MPa e $\epsilon_{ult} = 0.250$ para o Aço S248).

4. ϵ_{ult} - Deformação ultima: Valor para o qual se verifica a cedência.
5. γ - Peso específico do material em KN/m^3 . (Nota: No caso da análise da estrutura *benchmark* o peso específico dos materiais constituintes foi considerado nulo, tendo sido tomado em conta enquanto peso sísmico, introduzido como elementos de Massa distribuídos nos pórticos resistentes.)

Aplicando os parâmetros dos materiais utilizados no *software Seismostruct*:

– **Para o Aço S345:**

Módulo de Elasticidade [Pa]	1.99e11
Tensão de Cedência [Pa]	3.45e11
Parâmetro de endurecimento [-]	0.002
Deformação de cedência/encurvadura [-]	0.225
Peso Específico [N/m ³]	1e-13

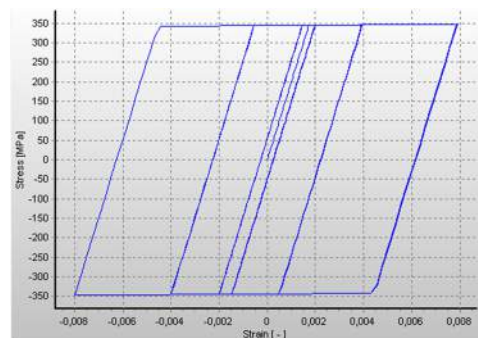


Tabela 6.2 - Parâmetros do comportamento mecânico - S345

– **Para o Aço S248:**

<i>Módulo de Elasticidade [Pa]</i>	1.99e11
<i>Tensão de Cedência [Pa]</i>	2.48e11
<i>Parâmetro de endurecimento [-]</i>	0.005
<i>Deformação de cedência/encurvadura [-]</i>	0.25
<i>Peso Específico [N/m³]</i>	1e-13

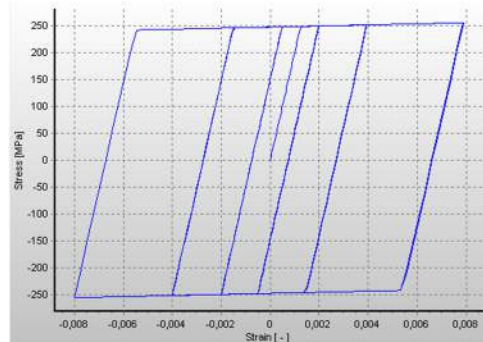


Tabela 6.3 - Parâmetros do comportamento mecânico - S248

– **Liga de Alumínio**

No que toca ao alumínio, foi utilizado o mesmo modelo constitutivo que o adotado para os aços S345 e S248, contudo os valores que completam a caracterização do material são diferentes:

<i>Módulo de Elasticidade [Pa]</i>	6.89e10
<i>Tensão de Cedência [Pa]</i>	2.76e11
<i>Parâmetro de endurecimento [-]</i>	0.001
<i>Deformação de cedência/encurvadura [-]</i>	0.45
<i>Peso Específico [N/m³]</i>	2.64e4

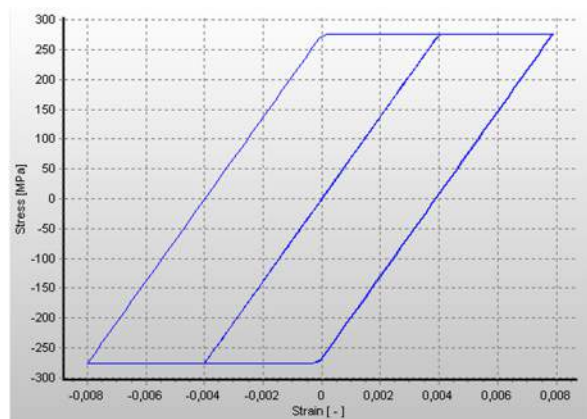


Tabela 6.4 - Parâmetros do comportamento mecânico - Liga de alumínio

– **Liga de memória de forma**

Relativamente à LMF, o *software* de cálculo possui uma predefinição que caracteriza o comportamento de ligas com memória de forma: "*Superelastic Shape-Memory alloys*"

model – se_sma”: modelo que assume uma rigidez constante para o comportamento austenítico e martensítico.

Neste modelo, é necessário calibrar sete parâmetros que são facilmente obtidos a partir de ensaios experimentais de carga uniaxial:

1. E - Modulo de Elasticidade: Valor que representa o módulo de elasticidade da LMF - para a fase martensítica e austenítica;
2. σ_{AS}^i - Tensão inicial da transformação Austenite para martensite;
3. σ_{AS}^f - Tensão Final da transformação Austenite para martensite;
4. σ_{SA}^i - Tensão inicial da transformação martensite-Austenite;
5. σ_{SA}^f - Tensão final da transformação martensite-Austenite;
6. ε_L - Patamar da deformação superelástica – Valor pré-definido de 5%, representa o patamar da deformação superelástica;
7. γ - Peso Especifico: Valor pré-definido de 65 KN/m^3 .

Os valores adotados foram baseados no estudo de Santos (2011):

Módulo de Elasticidade [Pa]	5.00e10
Tensão inicial Austenite-martensite [Pa]	4.20e8
Tensão final Austenite-martensite [Pa]	6.00e8
Tensão inicial martensite-Austenite [Pa]	2.80e8
Tensão final martensite-Austenite [Pa]	1.20e8
Plateau de deformação superelástica [%]	5
Peso Especifico [N/m ³]	2.64e4

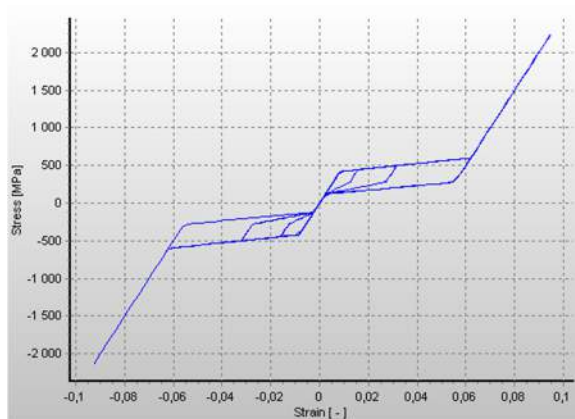


Tabela 6.5 - Parâmetros do comportamento mecânico – LMF Austenítica

Secções

As secções utilizadas no programa foram de encontro às especificações das descrições na bibliografia para a análise da estrutura *Benchmark* [30].

Em relação às secções tubulares em alumínio do elemento *C4T2*, foram dimensionadas para que a carga máxima, resultante da solicitação sísmica, respeitasse o critério de instabilidade presente no fundamento teórico do elemento *C4T2*.

Classes dos Elementos

Elementos de Viga ou Coluna

A classe adotada em cada elemento é de extrema importância para a correta utilização do *software* de cálculo, visto a resposta da estrutura estar dependente das classes dos elementos integrantes.

A estrutura *benchmark*, para além de ser heterógena nas secções dos elementos integrantes, possui pórticos não resistentes na sua fachada.

Nos pórticos resistentes (*MRF*) foi adotada a classe: “*Inelastic frame – Force Based*”: esta classe não necessita de discriminação de elemento, aligeirando o peso do modelo quando comparada a modelos concebidos com elementos da classe “*Inelastic frame-Displacement Based*”, sendo possível uma análise mais rápida e com resultados similares.

Em relação aos pórticos não resistentes, as vigas estão definidas pela classe: “*Elastic frame element*” (bem como os perfis tubulares utilizados no sistema de contraventamento - *C4T2*), a qual confere uma resposta elástica. Esta classe de elemento fica automaticamente definida ao escolher a secção correspondente, tendo em conta os seguintes parâmetros:

- Rigidez axial - EA [KM];
- Rigidez de Flexão segundo o eixo 2 – EI [KNm²];

- Rigidez de Flexão segundo o eixo 3 – $EI [KNm^2]$;
- Rigidez de Torção – $GJ [KNm^2]$;
- Massa por unidade de comprimento $[kg/m]$.

Analogamente, as ligas de memória de forma correspondem a um elemento que apenas é solicitado por esforço axial; para tal a classe de elemento a utilizar será “*Truss element*” classe que permite o funcionamento unicamente no eixo axial, tanto à compressão como à tração. O comportamento exclusivamente à tração é modelado na secção seguinte.

Elementos *Link*

Os elementos *Link* consistem em elementos com características afináveis no que toca ao seu comportamento mecânico. Podem ser utilizados para simular condições de apoio, elementos de dissipação de energia, definir um intervalo de atuação de determinado elemento (*GAP*), entre outros.

A necessidade de utilização dos elementos *Link* advém da definição da LMF enquanto cabo (esforços de tração apenas). Semelhantemente ao *software SAP2000*, foi utilizado um elemento *Link* com a característica de *Gap/Hook*.

É utilizado o elemento “*gp_hk*”, aplicado no eixo axial dos nós de extremidade dos elementos de LMF, de forma a atuar apenas para esforços de tração.

Tal feito é possível definindo um valor de deslocamento para o qual o elemento funciona (para esforços de tração e de compressão, respetivamente). Definindo um valor de deslocamento infinitamente grande para o caso da compressão, o elemento ao qual o *Link* está associado nunca será solicitado a este tipo de esforços.

No entanto, definindo um valor de deslocamento infinitamente pequeno para esforços de tração e uma rigidez associada elevada, os esforços serão diretos e inteiramente transmitidos ao elemento ao qual o *Link* se encontra associado.

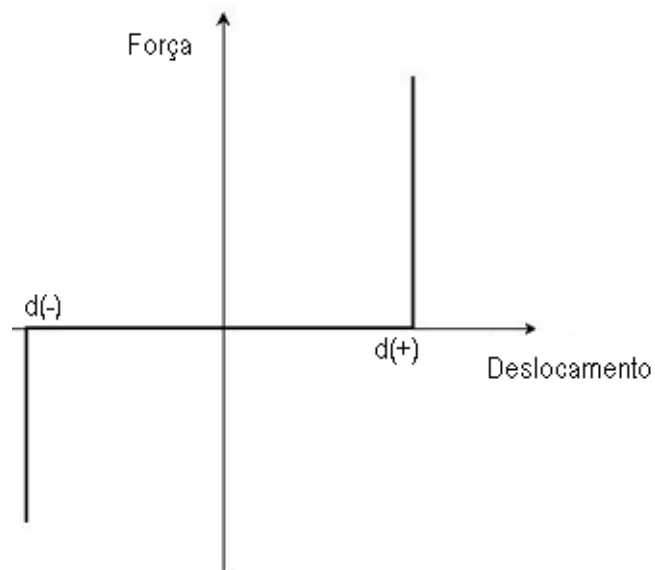


Figura 6.5 - Funcionamento de um elemento "gp_hk" - Seismostruct

6.1.4. Elemento de contraventamento com controlo de estabilidade com base no conceito de tensegridade

Com o intuito de desenvolver futuras aplicações práticas das características das LMF austeníticas (superelasticidade) em elementos de contraventamento com controlo da encurvadura, foi estudado o elemento *C4T2* no *software* de elementos finitos. *Seismostruct*.

O elemento proposto fundamenta o seu funcionamento no conceito de tensegridade, possuindo dois elementos à tração (a vermelho) e quatro à compressão (a cinzento), permitindo estar em equilíbrio através da conjugação dos esforços de compressão e tração dos seis elementos integrantes (Figura 6.6).

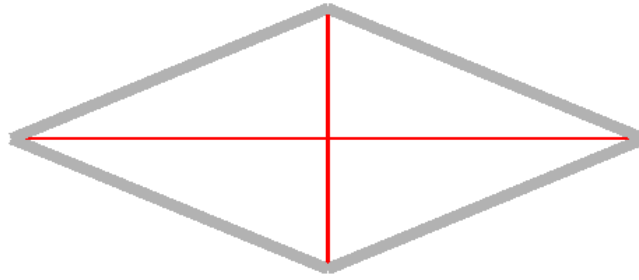


Figura 6.6 - Elemento C4T2

Devido à superelasticidade das LMF é possível o desenvolvimento de elementos estruturais de controlo de vibrações mais esbeltos e eficazes, permitindo uma maior harmonia entre arquitetura e engenharia nas estruturas contemporâneas.

De forma a ser possível uma análise ao elemento C4T2, foram utilizados os resultados da solicitação sísmica de *Northridge* aplicada na estrutura *benchmark* de três pisos do artigo [30].

6.1.5. Estrutura *Benchmark*

A estrutura de três pisos consiste numa de três estruturas resultantes do estudo de estruturas *benchmark*, presente na bibliografia em [30].

Geometricamente a estrutura possui uma planta de 36.58m (quatro pórticos) por 54.87m (seis pórticos) com uma altura de 11.89m (três pisos).

Na sua fachada, a estrutura é composta por quatro pórticos de 9.15m de largura por 3.69m de altura. A resistência a cargas laterais da estrutura está maioritariamente restrita a um conjunto de três pórticos resistentes (*MRF-Moment Resisting Frame*).

O quarto conjunto de pórticos consiste em elementos com ligações simples (rotuladas) não contribuindo para a resistência da estrutura, denominado de flanco frágil (*weaker side*).

Os materiais e secções (baseadas em normas americanas) encontram-se descritos na figura abaixo. De notar que os pilares do *weaker side* foram dispostos no seu eixo de menor inércia, diminuindo a sua resistência a forças laterais.

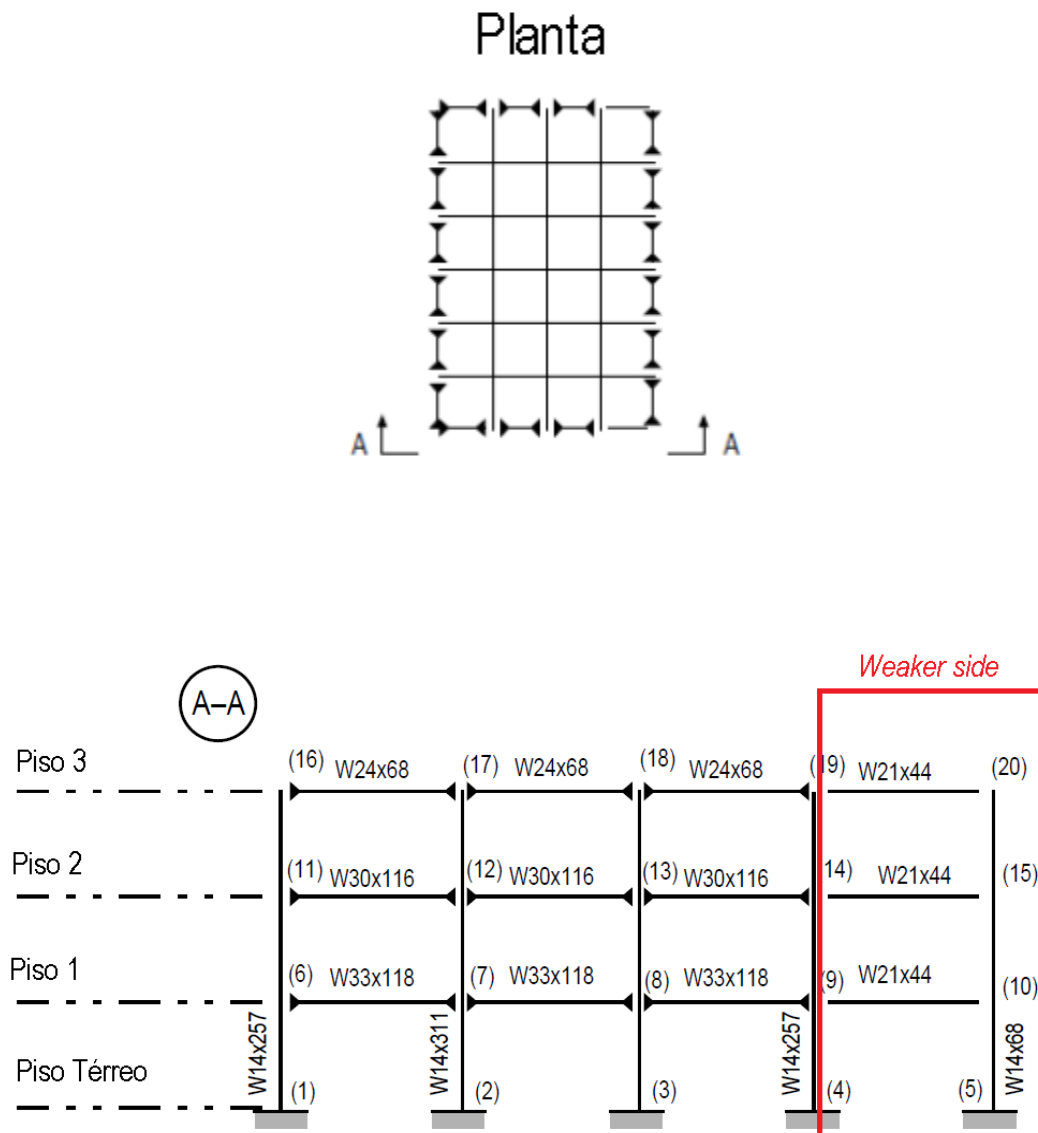


Figura 6.7 - Estrutura benchmark de três pisos - Geometria e seções [30]

Notas relativas à Figura 6.7



Pilares (248 MPa)	Secções de acordo com (Figura 6.7)
Vigas (345 MPa)	Secções de acordo com (Figura 6.7)
Condições De Apoio Ao Solo	Nós de fundação encastrados
Ligações Entre Elementos	 Ligação resistente (Momento)
	 Ligação Rotulada - Simples
Dimensões	Altura Entre Pisos – 3.96m
	Largura de cada Pórtico – 9.15m
Massa Sísmica Distribuída Pelos Pórticos	Piso 1 e 2 – 9.57×10^5 Kg
Resistentes (MRF)	Piso 3 – 1.04×10^5 Kg

Tabela 6.6 - Notas relativas à estrutura Benchmark de três pisos [30]

A estrutura foi submetida a uma análise não linear, tendo sido utilizado o sismograma de *Northridge*, considerando os resultados:

- δ^{\max} – Rácio máximo do deslocamento entrepisos (*Interstory drift ratio*) máximo no plano da estrutura, m/m ;
- x_{\max} - Deslocamento máximo no plano da estrutura, m ;
- F_b^{\max} - Força basal máxima no plano da estrutura, N ;
- $a^{| \max |}$ - Aceleração máxima no plano da estrutura, m/s^2 ;
- $v^{| \max |}$ - Velocidade máxima no plano da estrutura, m/s .

No que toca ao funcionamento do programa *SeismoStruct*, há que ter em atenção determinadas características chave para que seja possível obter resultados fisicamente coerentes e que estes sejam semelhantes aos obtidos no artigo:

- Esquema de integração (*Newmark* com $\beta=0.25$ e $\Gamma=0.5$);
- Critério de convergência dos resultados baseado em deslocamento e rotação;
- Definição do amortecimento de *Rayleigh* considerando o período natural da estrutura com um coeficiente de amortecimento (adotado 2%).

Na análise da estrutura *benchmark* em *Seismostruct*, foram considerados e adaptados os parâmetros descritos em [30], obtendo-se a seguinte estrutura (Figura 6.8):

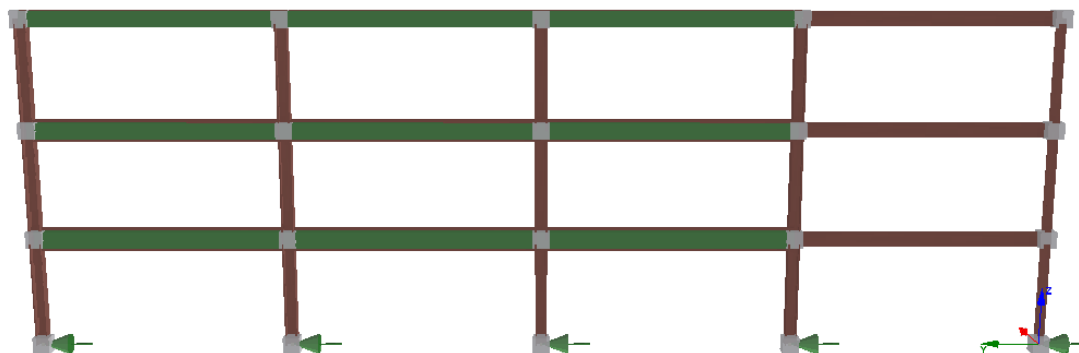


Figura 6.8 - Estrutura Benchmark de três pisos

Análise de modos de vibração

Fazendo uma análise dos modos de vibração da estrutura não controlada (através dos valores próprios, utilizado o algoritmo de *Lanczos* pré-definido no *software* de calculo), obtiveram-se as configurações deformadas e os respectivos períodos (em s) e frequências (em *Hertz*) associadas, dos primeiros três modos de vibração:

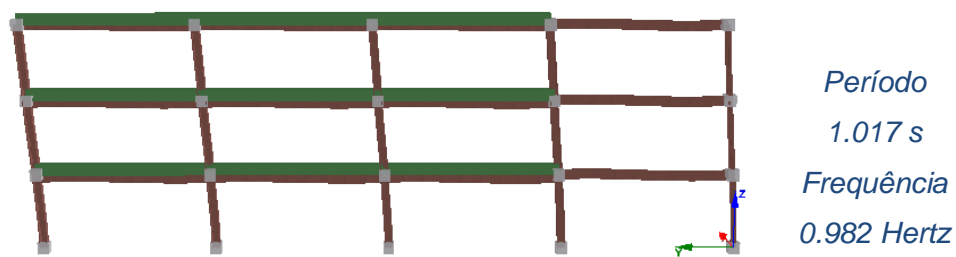


Figura 6.9 - Configuração do primeiro modo de vibração

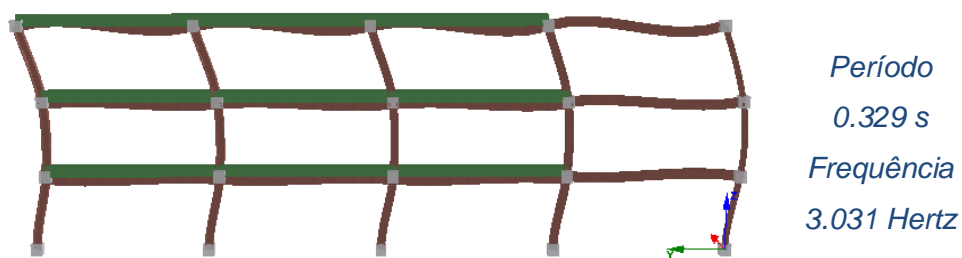


Figura 6.10 - Configuração do segundo modo de vibração

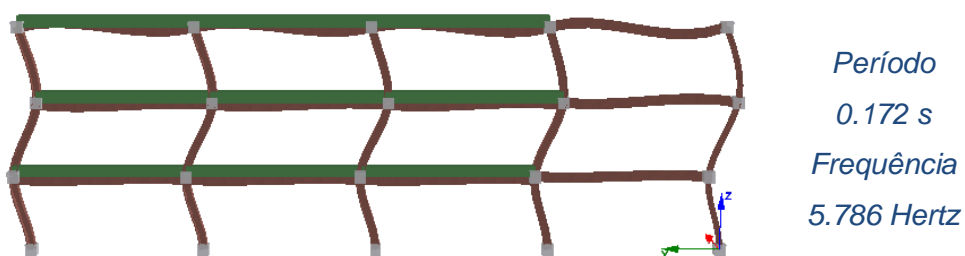


Figura 6.11 - Configuração do terceiro modo de vibração

Comparando os valores das frequências dos três primeiros modos com os valores obtidos em [30]:

<i>Frequência</i>	<i>1º Modo</i>	<i>2ª Modo</i>	<i>3ª Modo</i>
<i>Benchmark [30]</i>	0.99 Hz	3.06 Hz	5.83 Hz
<i>Seimosoft</i>	0.98 Hz	3.03 Hz	5.78 Hz

Tabela 6.7 - Comparação de frequências dos modos de vibração

Os valores obtidos nesta análise são de extrema importância, para além de estabelecerem um termo de comparação da estrutural com o artigo, permitem também definir os valores extremos dos modos utilizados no amortecimento de *Rayleigh* aquando da análise da resposta com solicitação sísmica.

Solicitação Sísmica

Na análise sísmica da estrutura foi utilizado apenas o sismo de *Northridge* dentro dos quatro sismos analisados no artigo: *Northridge*, *Hachinohe*, *Kobe* e *El Centro*.

O acelerograma foi aplicado nos nós de apoio da estrutura ao solo.

Relativamente ao intervalo de integração, foi utilizado o valor de 0.005 segundos, salvaguardando a convergência dos resultados com a comparação com os resultados obtidos com os do artigo em questão.

Conforme o artigo, os resultados que serão analisados serão:

- δ^{\max} – Rácio do deslocamento entrepisos máximo no plano da estrutura, dado pela equação:

$$\delta^{\max} = x^{\text{Entre piso } i \text{ e } i+1} / h_{\text{piso } i} \quad (72)$$

- x_{\max} absoluto - Deslocamento máximo no plano da estrutura relativamente ao solo, m ;
- F_b^{\max} - Força basal máxima no plano da estrutura, N ;
- $a^{| \max |}$ - Aceleração máxima no plano da estrutura, m/s^2 ;
- $v^{| \max |}$ - Velocidade máxima no plano da estrutura, m/s .

Sismo de Northridge

Aplicando o acelerograma do sismo de *Northridge* (Figura 6.12) enquanto aceleração de solo imposta à estrutura, foi estudada a sua resposta.

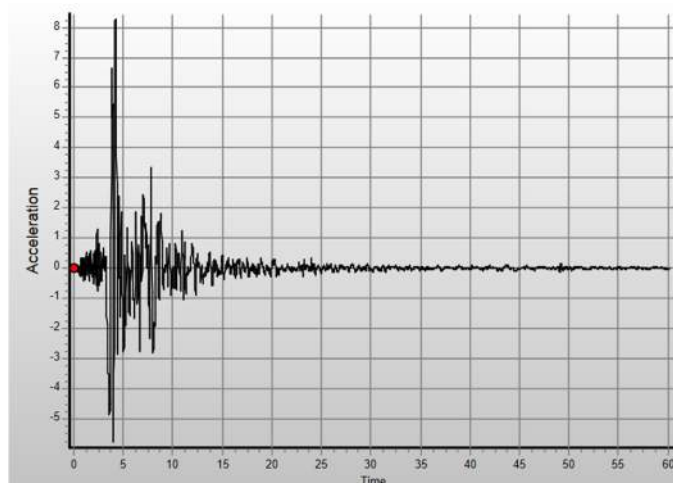


Figura 6.12 - Acelerograma do Sismo de Northridge

Resultados	δ_{max} (-)	x_{max} (m)	F_b (N)	Aceleração máxima (m/s ²)	Velocidade máxima (m/s)
Seismosoft	3,01E-02	0,295	1,32E+07	8,27E+00	1,39E+00
Benchmark	2,53E-02	0,272	1,42E+07	9,59E+00	1,41E+00
% Diferença	16%	8%	7%	-16%	-1%

Tabela 6.8 - Comparação de resultados Seismostruct versus resultados em [30].

Apesar de uma certa diferença percentual dos resultados obtidos quando comparados com a análise feita em [30], os resultados apresentam-se próximos.

Por esse motivo, consideram-se validos para a legitimação dos ensaios aos elementos de controlo de encurvadura feitos adiante no presente capítulo.

Como parâmetro de avaliação, o deslocamento entre pisos – *interstory drift* – também foi analisado. Estes valores são de elevada importância pois determinam o valor do deslocamento máximo ao qual os elementos de contraventamento estão sujeitos. Utilizando estes valores, será estudado o elemento C4T2.

Os valores máximos e residuais foram tidos em conta (Figura 6.13):

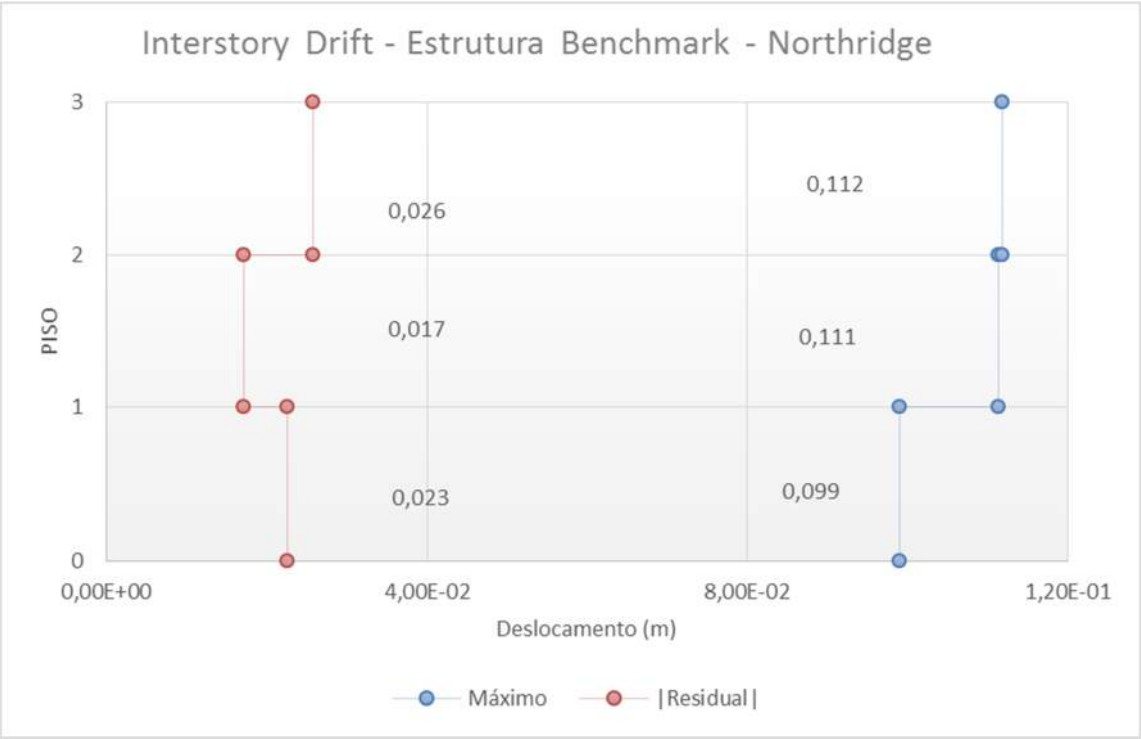


Figura 6.13 - Interstory Drift [m] – Northridge

6.1.6. Análise do elemento C4T2

O elemento *C4T2* foi analisado tendo em conta os deslocamentos do pórtico mais solicitado pelo sismo de *Northridge*, para tal, foi feita uma análise estática de *Time-history* considerando esses mesmos deslocamentos aplicados no eixo do elemento.

Fazendo variar o valor do diâmetro do cabo horizontal e vertical, foi possível prever o funcionamento do elemento enquanto controlo estrutural.

Os valores considerados para a análise estática consistem nos valores dos deslocamentos máximos entre pisos (*interstory drift*).

Apesar do elemento se encontrar disposto na diagonal do pórtico, os valores considerados foram os obtidos para a laje de cada piso (deslocamento horizontal), ou seja, assume-se que, no limite, o elemento de contraventamento se encontra na horizontal, paralelo à laje de piso.

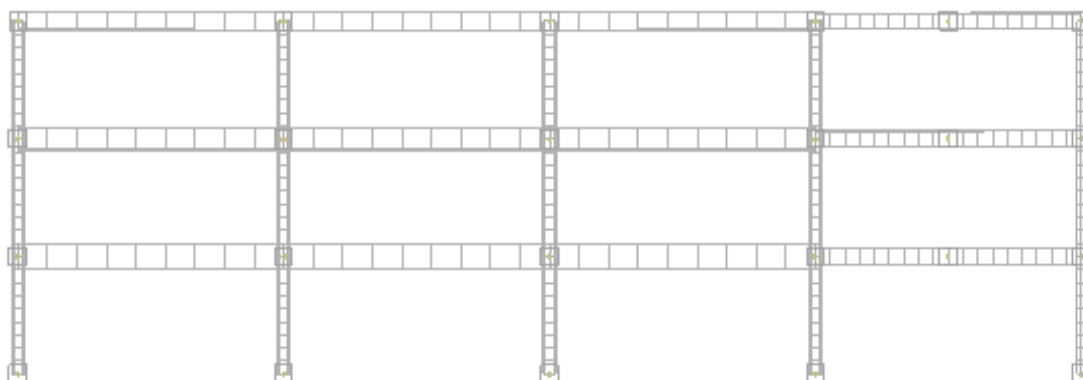


Figura 6.14 - Configuração indeformada - Estrutura benchmark .

Após a análise sísmica da estrutura *benchmark*, os dados obtidos foram tratados, encontrando os valores máximos e o respectivo instante no qual ocorrem. As configurações deformadas do instante dos valores máximos são apresentadas abaixo (aumentadas 10 vezes):

a. Deslocamento máximo entre pisos:

<i>Deslocamento (m)</i>	1,190E-01
<i>Instante (s)</i>	3,93

Tabela 6.9 – Valor máximo e respetivo instante do deslocamento máximo entre pisos

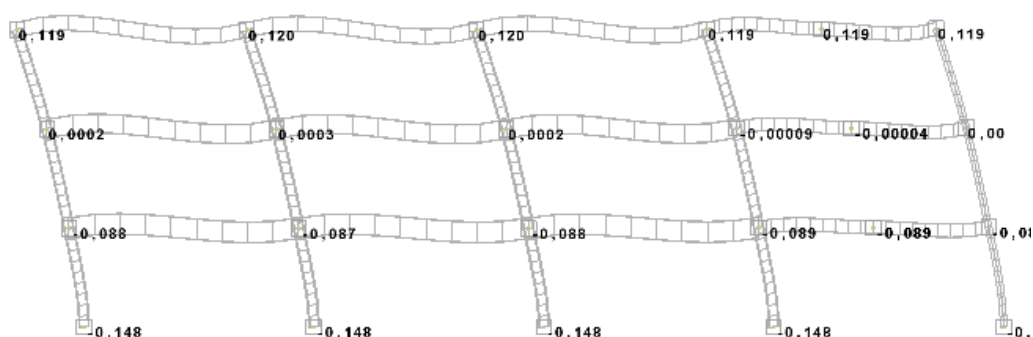


Figura 6.15- Configuração deformada no instante do deslocamento máximo entre pisos - Sismo de Northridge

Elemento C4T2

O elemento *C4T2* é composto por quatro perfis tubulares de secção circular cheia, rotulados entre si, e dois cabos de LMF austeníticos. A estrutura está em equilíbrio pela conjugação dos esforços de compressão – experimentados pelos tubos – e de tração – experimentados pelos cabos.

O elemento *C4T2* foi dimensionado para uma configuração em *Chevron* a aplicar no pórtico da estrutura *benchmark*, para tal foi considerada a distância diagonal do pórtico para o comprimento total do elemento de contraventamento:

$$L_{C4T2} = \sqrt{3.96^2 + 4.57^2} \approx 6.05 \text{ m} \quad (73)$$

Para a completa definição geométrica do elemento, foi feita uma análise na qual se pretende maximizar os deslocamentos dos dois cabos de LMF.

No limite, o elemento assume uma configuração com um ângulo de 90° entre os perfis tubulares (representados a cinzento), desta forma, os cabos de LMF (representados a vermelho) são solicitados de igual forma, experimentando o mesmo deslocamento (horizontal e vertical) (Figura 6.16).

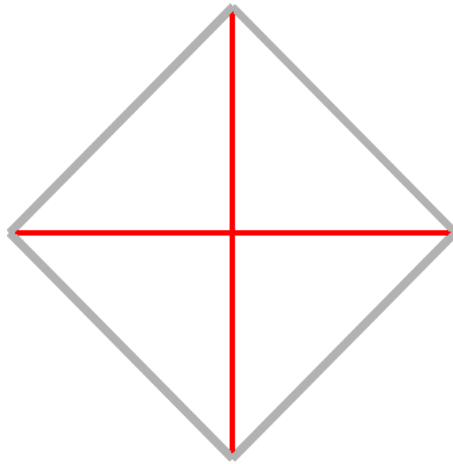


Figura 6.16 - Configuração quadrada - C4T2

No entanto, pretende-se a total otimização do elemento, especialmente das suas características geométricas.

Para tal, foi estudada a dependência dos deslocamentos (horizontal e vertical), consoante a aplicação de um deslocamento horizontal.

Considere-se um quarto da estrutura:

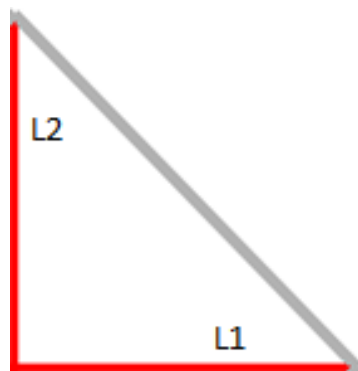


Figura 6.17 – Características geométricas L1 e L2 - C4T2

Assumindo a hipótese da conservação do comprimento do perfil tubular, h_{pt} , após a imposição de um deslocamento horizontal unitário, tem-se:

$$h_{pt}^i = h_{pt}^f \quad (74)$$

Para efeitos de pré-dimensionamento (sem ter em consideração o comportamento mecânico dos elementos), assume-se o seguinte simples pressuposto, considerando o CIR de L1 e L2:

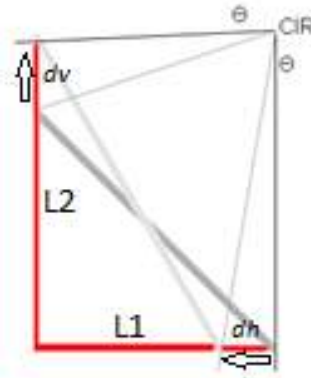


Figura 6.18 - CIR dos cabos de LMF - C4T2

Obtendo-se a relação do deslocamento vertical com o deslocamento horizontal e os respectivos comprimentos dos elementos integrantes:

$$d_v = \frac{L_1 d_H}{L_2} \quad (75)$$

Considerando $L_1=3.025m$ (i.e., metade do comprimento diagonal do pórtico) e $L_2=1.50m$, obtém-se um valor de deslocamento vertical na ordem do dobro do valor do horizontal.

O elemento C4T2 assume a seguinte configuração geométrica:

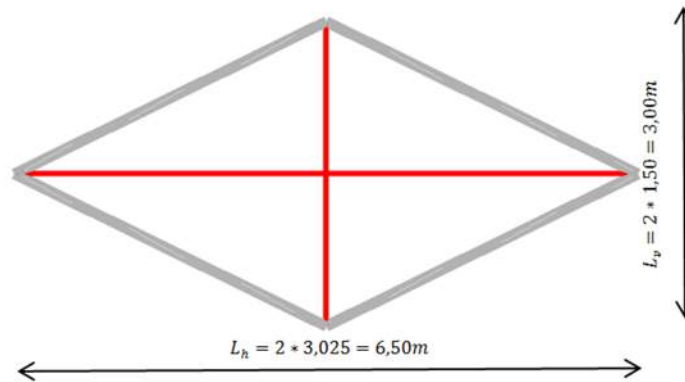


Figura 6.19 - Configuração geométrica C4T2

Desenvolvimentos e conclusões dos resultados da solicitação – C4T2

Os ensaios em ambiente *Seismostruct* consistiram em análises *time-history* dos deslocamentos resultantes da análise sísmica da estrutura *benchmark*.

A solicitação foi aplicada horizontalmente a um dos extremos do elemento C4T2, Como principal resultado foi analisada a trajetória da carga horizontal em função do deslocamento vertical.

Como primeira abordagem, os elementos tubulares e os cabos de LMF (horizontal e vertical) adaptaram as seguintes características geométricas:

Características Geométricas – C4T2 (0.05/0.05)

Diâmetro – Perfil tubular	0.10m
Diâmetro LMF Vertical	0.05m
Diâmetro LMF Horizontal	0.05m

Tabela 6.10 - Características geométricas – C4T2 (0.05/0.05)

Após ser solicitado pela carga (*time-history*), obteve-se a seguinte trajetória:

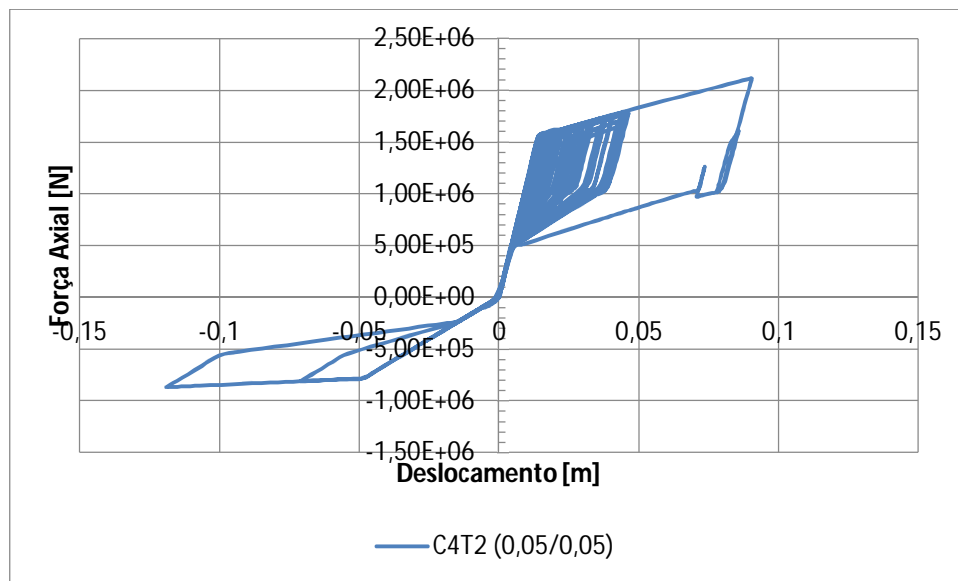


Figura 6.20 - Trajetória força [N] vs. Deslocamento [m] - C4T2 (0.05/0.05)

De forma a maximizar a resposta do elemento (simetria tração/compressão), é necessário alterar as dimensões do diâmetro do cabo que é solicitado quando o elemento experimenta esforços de compressão (cabo horizontal).

Sabendo que a rigidez axial dos cabos é dada por:

$$K_{LMF} = \frac{EA}{L_{LMF}} \quad (76)$$

Torna-se benéfico alterar o diâmetro do cabo horizontal (com maior comprimento e conseqüente rigidez inferior), de forma a demonstrar uma maior rigidez quando é solicitado.

Para tal é utilizado um diâmetro de 0.10m para o cabo horizontal:

Características Geométricas – C4T2 (0.05/0.10)

Diâmetro – Perfil tubular	0.10m
Diâmetro LMF Vertical	0.05m
Diâmetro LMF Horizontal	0.10m

Tabela 6.11 - Características geométricas - C4T2 (0.05/0.10)

Obtendo-se os seguintes resultados:

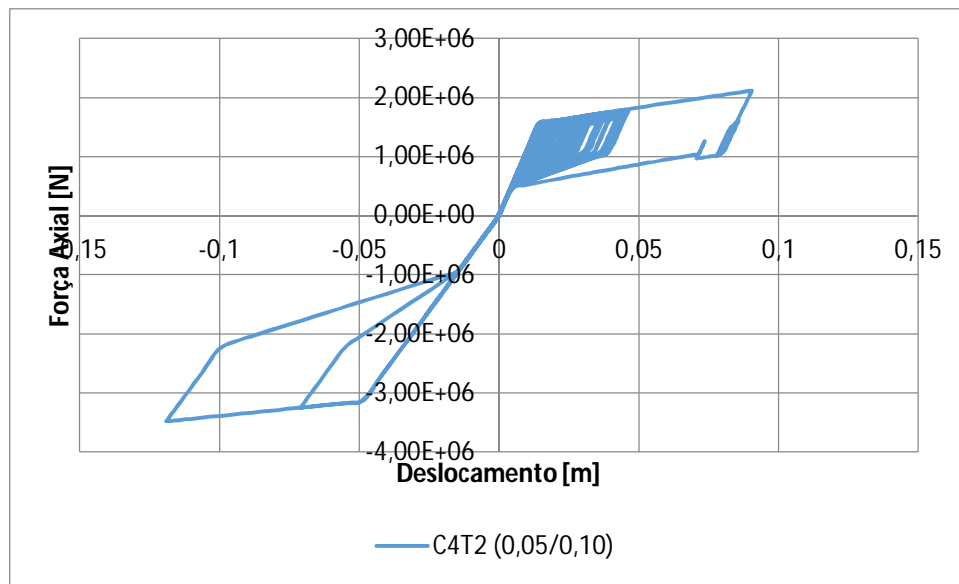


Figura 6.21 - Trajetória força [N] vs. Deslocamento [m] - C4T3 (0.05/0.10)

A trajetória do ensaio (0.05/0.10) demonstra um comportamento simetricamente melhor distribuído face ao ensaio inicial (0.05/0.05), sem ocorrência de deformações residuais.

Sabendo que cada elemento tubular tem 3.40 m de comprimento, modulo de elasticidade de 200 GPa , 0.10 m de diâmetro, e que a carga para qual este instabiliza é dada por:

$$F = \frac{E\pi^2 r^4}{4L^2} = 265,47\text{ KN} \quad (77)$$

É possível verificar que a instabilidade não ocorre em nenhum dos elementos sujeitos à compressão, visto que a carga máxima experimentada é de $6,15\text{ KN}$, inferior à carga de instabilidade dos componentes à compressão do elemento C4T2.

Relativamente aos cabos de LMF, na Figura 6.22 está retratada a trajetória da força axial com a variação do deslocamento:

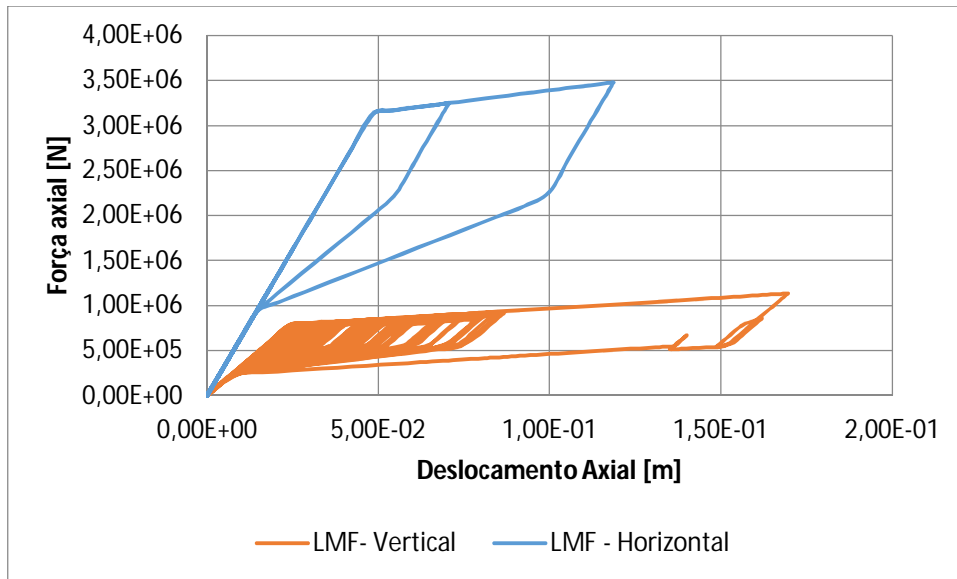


Figura 6.22-Trajectórias força [N] vs. Deslocamento [m] - Cabos LMF modelo C4T2 (0.05/0.10)

Os cabos assumem valores de rigidez diferentes (consequência das suas propriedades geométricas), levando às diferentes trajetórias da Figura 6.22.

No que toca aos deslocamentos axiais experimentados pelos cabos, o deslocamento máximo foi de $0.11m$ para o cabo horizontal e $0.17m$ para o cabo vertical.

Considerando a deformação dada por:

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L} \quad (78)$$

O cabo horizontal experimental deformações na ordem dos 2% enquanto o cabo vertical experimenta 5%, potenciando ao máximo a sua histerese.

Desta forma é possível concluir que o elemento C4T2 está bem adotado com a configuração do ensaio (C4T2 0.05/0.10) para a solicitação do sismo de Northridge, promovendo a histerese nos dois cabos, com maior ênfase no cabo vertical.

Consequentemente experimenta boa dissipação de energia e capacidade de reposicionamento sem deformações residuais. Em relação às estruturas tubulares integrantes do elemento de contraventamento, muito devido às características de tensesrigidez do elemento *C4T2* não experimentam qualquer tipo de instabilidade, promovendo o bom funcionamento do elemento e o correto posicionamento dos cabos de LMF.

Relativamente ao coeficiente de amortecimento viscoso equivalente, para a solicitação sísmica de *Northridge*, o elemento *C4T2* consegue atingir valores na ordem dos 20%.

Considerando o comportamento do elemento nas duas solicitações, tração e compressão, obtêm-se os resultados retratados na Tabela 6.12, indo de encontro à trajetória da Figura 6.21.

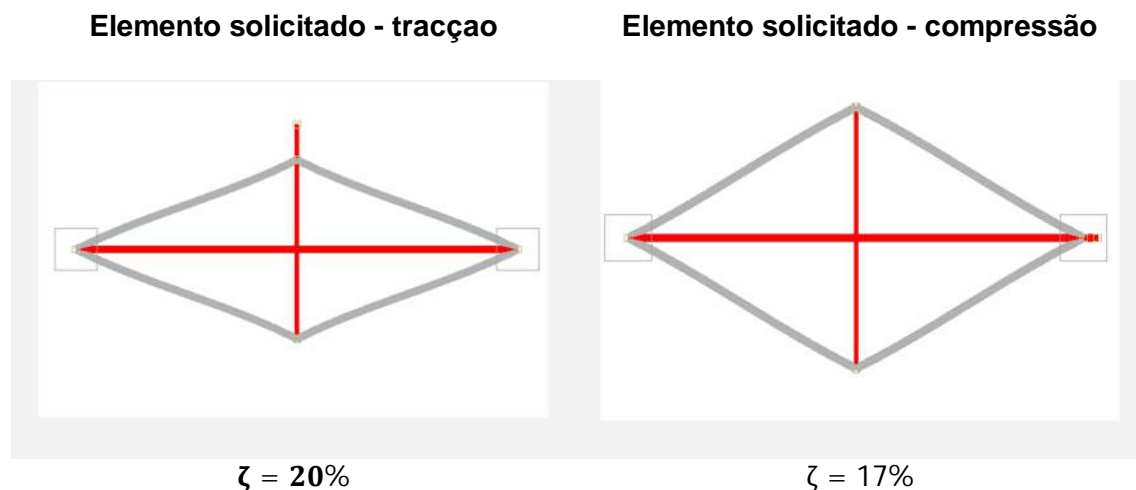


Tabela 6.12 - Tração e compressão - Coeficientes de amortecimento viscoso equivalente - C4T2

6.2. Modelo constitutivo das LMF em *software* de elementos finitos: *SAP2000*.

Para a presente análise da resposta de uma LMF solicitada axialmente foi utilizado o *software* de cálculo *SAP2000 V.17*, da empresa *CSI - Computer and structures, inc.*

No programa em uso, o modelo constitutivo das LMF não consta nos modelos possíveis de utilizar no leque de análises estruturais que o programa permite.

No entanto o programa *SAP2000* permite a utilização de elementos *Link*, cuja combinação torna possível modelar o comportamento das LMF.

Várias soluções para esta problemática foram apresentadas para o programa em questão, importando referir o trabalho de *D.Mauro et al.* [31] e *Yaiza Muñoz* [34].

A abordagem feita por *D.Cardone et al.* foi conseguida utilizando quatro elementos *Link*:

- Um *Link Gap* (GAP1), em série com:
 - Três em paralelo: *Gap* (GAP2), *PlasticWen* (PW) e *Multilinear Elastic* (MLE).

Desta forma o comportamento *Flag-shape* associado à resposta da LMF fica modelado (Figura 6.23).

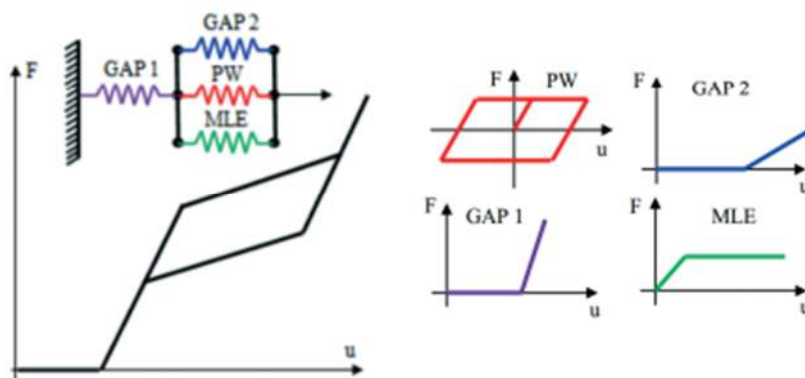


Figura 6.23- Descriminação dos elementos *Link* utilizados por *D.Mauro et al.* retirado de [31].

De acordo com [34], é também possível a utilização de uma combinação de elementos *Link* em paralelo (*Multilinear Elastic* e *Multilinear Plastic*) em serie com um *Link Hook* de forma a obter o efeito superelástico:

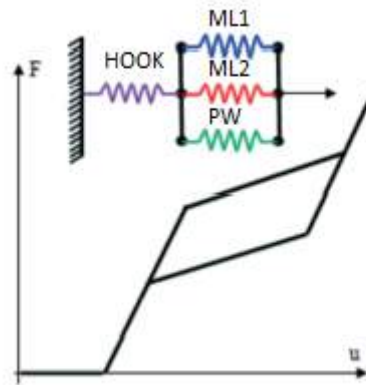


Figura 6.24 - Descrição alternativa do modelo constitutivo das LMF austeníticas, adaptado de [34].

6.2.1. Definição dos Elementos *Link* utilizados

Um elemento *Link* liga dois pontos, separados por determinado comprimento, cujo comportamento estrutural pode ser modelado de acordo com as especificações requeridas tendo em consideração os graus de liberdade inerentes a cada *Link* (propriedades lineares, não lineares ou dependentes da frequência).

Entre o leque de elementos *Link* que o *software* de calculo *SAP2000* disponibiliza, é importante definir e desenvolver os elementos que revelam maior importância no presente estudo, entre os quais:

- ***Multilinear Elastic – MLE1***

Elemento que permite um comportamento elástico com mudança de rigidez de acordo com a evolução da carga /extensão.

– **Hook**

Elemento *Link* utilizado para solicitações de forças de tração. Este elemento permite um deslocamento sem resposta do elemento até um determinado valor designado, a partir do qual responde deixando de estar livre (Figura 6.25).

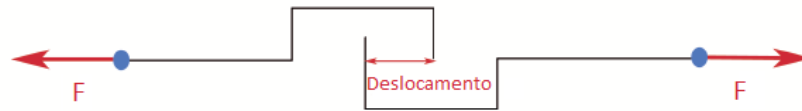


Figura 6.25 - Elemento do tipo HOOK, adaptado de [34].

– **Gap**

Este tipo de elemento é semelhante ao *Hook*, diferindo no tipo de solicitação a que está sujeito. O *Link Hook* é destinado a esforços de tração, no entanto, o elemento *Gap* destina-se a esforços de compressão (Figura 6.26).

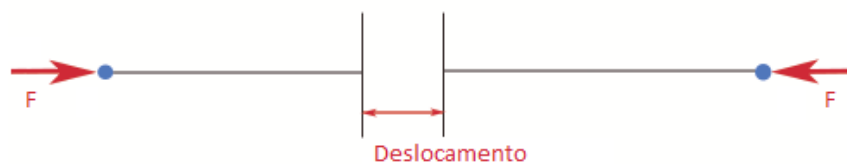


Figura 6.26 - Elemento do tipo GAP, adaptado de [34].

– **T/C Friction isolation – TCSL1**

Elemento com comportamento linear definido com valores de rigidez à compressão e à tração, acoplado com um intervalo (GAP/HOOK) que define a ativação deste elemento (à tração e à compressão).

- **Multilinear Plastic – MLP1**

Elemento *Link* com comportamento inicial elástico com determinada rigidez, que ao atingir um valor definido de força/deslocamento passa a assumir uma resposta plástica.

6.2.2. Desenvolvimento do modelo constitutivo da LMF

A configuração dos elementos *Link* utilizada está retratada simplificada na Figura 6.27. A ordem e a relação entre os elementos escolhidos é deveras importante na definição do modelo da LMF.

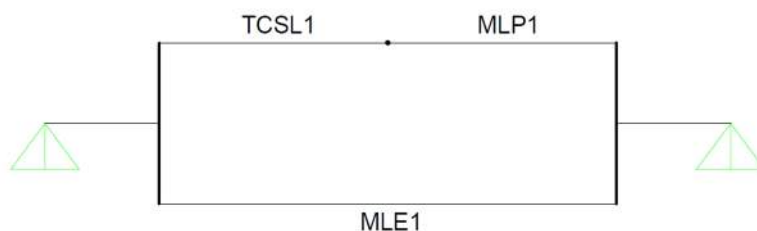


Figura 6.27 - Modelo LMF - SAP2000

A configuração em vigor consiste num elemento *Multilinear Elastic* (*MLE1*) que funciona em paralelo com um conjunto de elementos: *T/C Friction Isolator* (*TCSL1*) e *Multilinear Plastic* (*MLP1*), que por sua vez funcionam em série.

Desta forma os elementos foram calibrados de modo a se conseguir um comportamento Força-Deslocamento semelhante ao de uma LMF:

- **MLE1**

Foi adotado um comportamento não linear com a seguinte configuração Força-Deslocamento (Tabela 6.13):

Nó	Deslocamento [m]	Força [KN]
1	-0.20	-0.04
2	-0.02	-0.04
3	0	0
4	0.02	0.04
5	0.20	0.04

Tabela 6.13 - Parâmetros utilizados para a definição de MLE1

– TCSL1

O elemento TCSL1 foi afinado de forma a se conseguir um intervalo de deslocamento para o qual este funciona livremente sem resposta, vigorando o comportamento do MEL1. No entanto, após se atingir o deslocamento pretendido o elemento TCSL1 é ativado, atuando como um elemento rígido permitindo que a solicitação seja totalmente experimentada pelo elemento que se encontra em serie com este – MLP1.

Os parâmetros adotados para TCSL1 foram os seguintes (Tabela 6.14):

Parâmetro	Valor
$K_{\text{Compressão}} [\text{KN/m}]$	100
$K_{\text{Tração}} [\text{KN/m}]$	100
Intervalo δ – Compressão [m]	0.05
Intervalo δ – Tração [m]	0.05

Tabela 6.14 - Parâmetros utilizados para a definição de TCSL1

– MLP1

O elemento MLP 1 funciona em série com o elemento TCSL1, conforme já atrás referido. A resposta deste elemento assume um comportamento plástico com um comportamento histerético do tipo cinemático, ficando totalmente definido com a atribuição dos seguintes valores (Tabela 6.15):

Nó	Deslocamento [m]	Força [KN]
1	-0.20	-0.05
2	-0.02	-0.04
3	0	0
4	0.20	0.04
5	0.20	0.05

Tabela 6.15 - Parâmetros utilizados para a definição de MLP1

Com esta combinação de elementos, o comportamento da LMF fica perfeitamente definido e é facilmente afinável. Tendo em consideração um cabo com uma secção definida (diâmetro) é possível calcular os valores de rigidez que definem os parâmetros acima e desta forma calcular o diagrama Tensão-Deformação correspondente.

Solicitando o conjunto de elementos *Link*, com um comprimento total de 1 metro, a uma carga que obedece a uma função *time-history* triangular de 4 segundos de duração, com valores de carga entre $-0.1m$ a $0.1m$, obtém-se o seguinte comportamento (Figura 6.28):

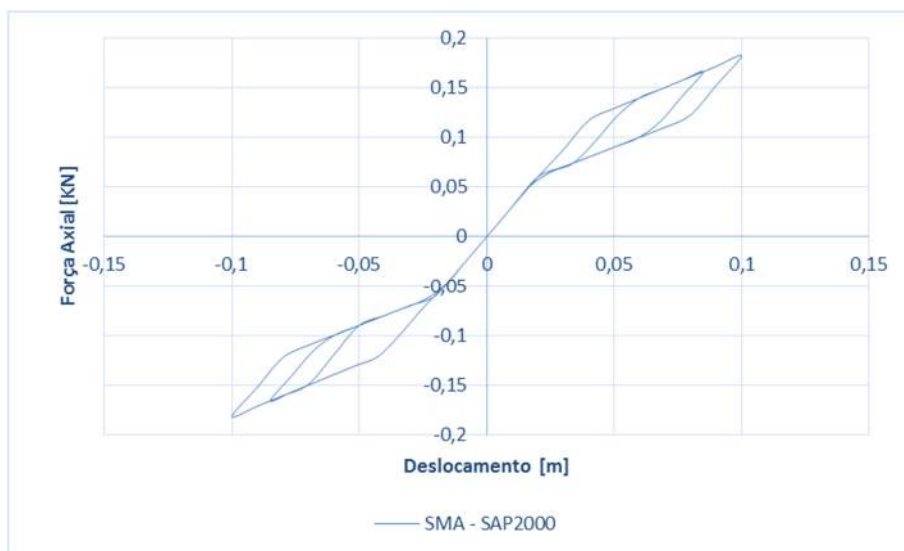


Figura 6.28 -Comportamento constitutivo de um LMF em SAP2000: Força [kN] vs. Deslocamento [m].

4. Bibliografia

- [1] Yoshioka, H., J. C. Ramallo, and B. F. Spencer Jr. "“Smart” base isolation strategies employing magnetorheological dampers." *Journal of engineering mechanics* (2002).
- [2] Deulkar, W. N., C. D. Modhera, and H. S. Patil. "Buckling restrained braces for vibration control of building structure." *International Journal of Research and Reviews in Applied Sciences* (2010).
- [3] Santos, Filipe Pimentel Amarante dos. "Vibration control with shape-memory alloys in civil engineering structures." (2011).
- [4] DesRoches, R., and M. Delemont. "Seismic retrofit of simply supported bridges using shape memory alloys." *Engineering Structures* (2002).
- [5] Chatterjee, Sukhen. "The design of modern steel bridges.", (2008).
- [6] Wang, C. M., and Chang Yi Wang. "Exact solutions for buckling of structural members." Vol. 6. CRC press (2004).
- [7] Reis, António, and Dinar Camotim. "Estabilidade estrutural" (2001).
- [8] Romão, Pedro Filipe Alves de Campos. "Controlo estrutural de uma fachada de vidro suspensa, sujeita à acção da explosão." (2013).
- [9] Xie, Qiang. "State of the art of buckling-restrained braces in Asia." *Journal of Constructional Steel Research* (2005).
- [10] Dolce, Mauro, Donatello Cardone, and Roberto Marnetto. "Implementation and testing of passive control devices based on shape memory alloys." *Earthquake engineering & structural dynamics* (2000).

- [11] Hu, Jong Wan, Dong Ho Choi, and Dong Keon Kim. "Inelastic behavior of smart recentering buckling-restrained braced frames with superelastic shape memory alloy bracing systems." *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* (2013).
- [12] DesRoches, R., and B. Smith. "Shape memory alloys in seismic resistant design and retrofit: a critical review of their potential and limitations." *Journal of Earthquake Engineering* (2004).
- [13] Weaver Jr, William, Stephen P. Timoshenko, and Donovan Harold Young. "Vibration problems in engineering." John Wiley & Sons (1990).
- [14] Kauffman, George B., and Isaac Mayo. "The story of nitinol: the serendipitous discovery of the memory metal and its applications." *The chemical educator* (1997).
- [15] Otsuka, Kazuhiro, and Clarence Marvin W. "Shape memory materials." Cambridge university press (1999).
- [16] Kurdjumov, G. V., and L. G. Khandros. "First reports of the thermoelastic behaviour of the martensitic phase of Au-Cd alloys." *Doklady Akademii Nauk* (1949).
- [17] Darjan, Cimpric, and J. Dolinsek. "Shape Memory Alloys." (2007).
- [18] Pereira, Luís Miguel Oliveira. "Ligas com memória de forma-características e aplicações em Engenharia Civil." (2011).
- [19] Patoor, Etienne, et al. "Shape memory alloys, Part I: General properties and modeling of single crystals." *Mechanics of materials* (2006).
- [20] Telo, Gonçalo José da Conceição. "Estudo de um actuador baseado em ligas com memória de forma." (2013).
- [21] Fugazza, Davide. "Shape-memory alloy devices in earthquake engineering: mechanical properties, constitutive modelling and numerical simulations." Diss. Instituto Universitario di Studi Superiori di Pavia (2003).
- [22] Chopra, Anil K. "Dynamics of structures". Vol. 3. New Jersey: Prentice Hall (1995).
- [23] Rondelli, Gianni. "Corrosion resistance tests on NiTi shape memory alloy." *Biomaterials* (1996).

- [24] Chang, Bi-Chiau, John A. Shaw, and Mark A. Iadicola. "Thermodynamics of shape memory alloy wire: modeling, experiments, and application." *Continuum Mechanics and Thermodynamics* (2006).
- [25] Van der Wijst, M. W. M. "Shape Memory Alloys Featuring Nitinol." Veldhoven, TU Eindhoven Faculteit der Werktuigbouwkunde Vakgroep (1992).
- [26] Potapov, P. L., A. V. Shelyakov, and D. Schryvers. "On the crystal structure of TiNi-Cu martensite." *Scripta materialia* (2001).
- [27] Auricchio, Ferdinando, and Robert L. Taylor. "Shape-memory alloys: modelling and numerical simulations of the finite-strain superelastic behavior." *Computer methods in applied mechanics and engineering* (1997).
- [28] Cismaşiu, Corneliu, and Filipe P. Amarante dos Santos. "Numerical simulation of superelastic shape memory alloys subjected to dynamic loads." *Smart Materials and Structures* (2008).
- [29] Ogata, Katsuhiko, and Yanjuan Yang. "Modern control engineering." (1970).
- [30] Ohtori, Y., et al. "Benchmark control problems for seismically excited nonlinear buildings." *Journal of Engineering Mechanics* (2004).
- [31] Dolce, Mauro, and Donatello Cardone. "Mechanical behaviour of shape memory alloys for seismic applications 2. Austenite NiTi wires subjected to tension." *International Journal of Mechanical Sciences* (2001).
- [32] Bolívar Muñoz, Yaiza. "Un modelo en SAP 2000 para disipadores superelásticos SMA-Nitinol: aplicación a un caso de aislamiento sísmico en un puente." (2013).
- [33] Skelton, Robert E., et al. "An introduction to the mechanics of tensegrity structures." *Decision and Control, 2001. Proceedings of the 40th IEEE Conference* (2001).
- [34] Richard, Buckminster Fuller. "Tensile-integrity structures." U.S. Patent No. 3,063,521 (1962).